

RAFAEL RODRIGUES TEIXEIRA

**MODELAGEM POR ELEMENTOS FINITOS PARA ANÁLISE
DE TENSÕES E DEFORMAÇÕES POR FLUÊNCIA NO
CONCRETO COMPACTADO COM ROLO**

Dissertação apresentada como requisito parcial à
obtenção do grau de Mestre em Ciências,
Programa de Pós-Graduação em Métodos
Numéricos em Engenharia, Universidade Federal
do Paraná.

Orientador: Prof. Roberto Dalledone Machado

Co-Orientadora: Mildred Ballin Hecke

CURITIBA
2006

Teixeira, Rafael Rodrigues

Modelagem por elementos finitos para análise de tensões e deformações por fluência no concreto compactado com rolo / Rafael Rodrigues Teixeira. – Curitiba, 2006.

845 f. : il.; graf., tab. + mapas

Dissertação (mestrado) – Universidade Federal do Paraná, Setor de Tecnologia, Programa de Pós-Graduação em Métodos Numéricos em Engenharia.

Orientador: Roberto Dalledone Machado

Coorientadora: Mildred Ballin Hecke

1. Concreto compactado a rolo. I. Machado, Roberto Dalledone.
II. Hecke, Mildred Ballin. III. Título.

CDD 671.82

TERMO DE APROVAÇÃO

Rafael Rodrigues Teixeira

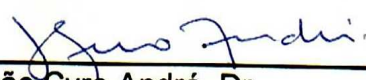
“Modelagem por Elementos Finitos para Análise de Tensões e Deformações por Fluência no Concreto Compactado com Rolo”

Dissertação aprovada como requisito parcial para obtenção do grau de Mestre no Curso de Pós-Graduação em Métodos Numéricos em Engenharia – Área de Concentração em Mecânica Computacional, Setores de Tecnologia e de Ciências Exatas da Universidade Federal do Paraná, pela seguinte banca examinadora:

Orientador:



Prof. Roberto Dalledone Machado, D.Eng.
Centro de Estudos de Engenharia Civil CESEC / UFPR



Prof. João Cyró André, Dr.
Programa de Pós-Graduação em Estruturas e Fundações da USP



Profª. Mildred Ballin Hecke, D.Sc.
Centro de Estudos de Engenharia Civil CESEC / UFPR



Prof. Marcos Antonio Marino, Ph.D.
Centro de Estudos de Engenharia Civil CESEC / UFPR

Curitiba, 27 de novembro de 2006.

*À minha família e minha mulher
Luciana pela inspiração e
motivação.*

AGRADECIMENTOS

Ao amigo, professor e orientador Roberto Dalledone Machado, pelo incansável auxílio na busca de assuntos pertinentes a esta dissertação, e também a sua exigente orientação no sentido de tornar esta pesquisa um trabalho científico.

A professora e co-orientadora Mildred Ballin Hecke por acreditar em meu potencial quando de sua coordenação do programa.

À Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior (CAPES) por disponibilizar recursos financeiros durante a realização deste trabalho.

Ao coordenador, professores, amigos e colegas do CESEC que, mesmo atuando em áreas científicas diferenciadas, ajudaram de certa forma este trabalho, revelando aqui o fator interdisciplinar do programa.

À Companhia Paranaense de Energia pela disponibilidade das informações necessárias para este trabalho.

À minha mãe, meus nove irmãos e minha mulher Luciana que de forma muito especial me incentivaram na conclusão deste trabalho.

RESUMO

Este trabalho apresenta um procedimento para a análise de estruturas executadas em camadas, especialmente barragens em concreto compactado com rolo (CCR), levando-se em consideração os efeitos térmicos e da fluência do concreto na determinação dos campos de tensões e de deformações.

O procedimento apresentado incorpora a evolução da construção, permitindo considerar a velocidade de execução e a espessura das camadas. O modo construtivo repercute na evolução do campo de temperaturas, que também é afetado pelas condições de exposição e pela geração adiabática do concreto.

O foco principal do trabalho consiste na avaliação das deformações e das tensões de fluência do concreto. Como o lançamento das camadas se faz em pequenos intervalos de tempo, o carregamento em cada camada atua em idades recentes do concreto, muito sujeitas a maiores deformações por fluência e com resistências características muito menores do que quando a barragem estiver pronta. Para avaliar tais efeitos, são apresentadas algumas simulações que procuram destacar a importância da consideração dos efeitos da fluência na resposta estrutural da barragem.

A simulação numérica é baseada no Método de Elementos Finitos e foi realizada através do pacote comercial ANSYS®/Multiphysic (Versão 8.0), utilizando sua linguagem de programação em APDL.

Os exemplos apresentados e os resultados obtidos mostram a importância de se considerar o efeito da fluência na modelagem de barragens executadas em concreto compactado com rolo. Isto é verificado quando são comparados os resultados das tensões, destas modelagens numéricas, desconsiderando o efeito da fluência.

ABSTRACT

This work presents a method for the analysis of concrete layered structures, especially Roller Compact Concrete (RCC) Dam, taking into account the thermal effect and creep of concrete resulting in determination of field stress/strain.

The presented work incorporates the evolution of the construction, allowing considering the speed of execution and the thickness of the layers. The method of construction reflect in the evolution of the field of temperatures, that also is affected by the conditions of exposition and the adiabatic generation of the concrete

The main focus in this work consists in evaluating the stress/strain of creep concrete. As the launching it makes in small intervals of time, the load in each layer acts in recent ages of the concrete, very susceptible the biggest creep strain and with very lesser tensile characteristic of what when the dam will be ready. To evaluate these effects, some simulations are presented and show the importance of the consideration of the creep effect in the structural reply of dam.

The numerical simulation is based on the Finite Elements Method (FEM) and it was made through the software commercial ANSYS®/Multiphysic (Versão8.0), using its programming language in APDL.

The examples and the results show the importance to consider the creep effect in numerical simulations of rolled compact concrete dam. That is verified when the stress results, of this simulations, are compared when the creep effect is not considered.

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO	1
1.1	MOTIVAÇÃO.....	1
1.2	OBJETIVOS DO TRABALHO	3
1.3	REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	4
1.4	ORGANIZAÇÃO DA DISSERTAÇÃO	5
2	CONCRETO	8
2.1	CONCRETO MASSA.....	8
2.1.1	Concreto massa convencional (CCV).....	9
2.1.2	Concreto compactado com rolo (CCR)	10
2.1.2.1	Histórico do CCR	13
2.1.2.2	Novas tecnologias no CCR.....	14
2.2	EFEITOS TÉRMICOS DO CONCRETO MASSA.....	16
2.2.1	Fatores que influenciam as evoluções das temperaturas e tensões em maciços de concreto	16
2.3	DEFORMAÇÕES NO CONCRETO	17
2.3.1	Deformação elástica	18
2.3.2	Deformação plástica	19
2.3.3	Deformação por fluência	19
2.3.4	Deformações totais no concreto conforme ABNT-NBR6118 (2003)	20
2.4	FLUÊNCIA NO CONCRETO	21
2.4.1	Fatores que influenciam na deformação por fluência.....	25
2.4.1.1	Umidade do ar e retração por secagem.....	25
2.4.1.2	Resistência do concreto	26
2.4.1.3	Idade do concreto.....	26
2.4.1.4	Temperatura ambiente	26

2.4.1.5	Tipo do cimento, relação água/cimento e agregados.....	27
2.4.2	Outros fatores	28
2.5	PROPRIEDADES FÍSICAS E MECÂNICAS DO CONCRETO	29
2.5.1	Resistência à compressão	30
2.5.2	Resistência à tração	33
2.5.3	Módulo de elasticidade	36
2.5.4	Coeficiente de Poisson	39
3	CONCEITOS TEÓRICOS.....	41
3.1	TRANSFERÊNCIA DE CALOR.....	41
3.1.1	Condução térmica	42
3.1.1.1	A Lei de Fourier	42
3.1.1.2	Equações governantes em coordenadas cartesianas	45
3.1.2	Convecção	49
3.1.3	Radiação	50
3.2	VISCOELASTICIDADE	52
3.2.1	Modelos reológicos básicos.....	52
3.2.1.1	Modelo de Maxwell.....	53
3.2.1.2	Modelo de Kelvin	55
3.2.1.3	Modelo de sólido padrão	56
3.2.1.4	Modelos reológicos generalizados.....	58
3.2.2	Coeficiente de fluência	60
3.3	EXPRESSÕES MATEMÁTICAS PARA A FLUÊNCIA.....	61
3.4	ESTADO PLANO	64
3.4.1	Estado plano de tensões	64
3.4.2	Estado plano de deformações	67
3.5	MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS	74
3.5.1	Formulação básica do MEF	74

3.5.2	Tipos de elementos finitos	75
3.5.3	Funções de forma	76
3.5.4	MEF para problemas bi-dimensional de estado plano.....	77
3.5.5	Campo de deformações	79
3.5.6	Princípio dos trabalhos virtuais (PTV)	80
3.5.7	Matriz de rigidez e vetor solicitação	80
3.5.8	Formulação do MEF para problema térmico.....	83
3.5.9	Resultados da formulação do problema termomecânico.....	85
4	ANÁLISE TÉRMICA ESTRUTURAL CONSIDERANDO A FLUÊNCIA.....	87
4.1	UTILIZAÇÃO DO ANSYS®	87
4.2	FLUXOGRAMA DA ANÁLISE	90
5	SIMULAÇÕES NUMÉRICAS	95
5.1	MODELAGEM DE UM ENSAIO DE FLUÊNCIA.....	95
5.1.1	Exemplo 1: Ensaio de fluência CCR.....	96
5.1.1.1	Dados do ensaio.....	96
5.1.1.2	Solução analítica.....	97
5.1.1.3	Solução Ansys – PLANE183 (2D).....	99
5.1.1.4	Solução Ansys – SOLID65 (3D).....	101
5.1.1.5	Interpretação dos resultados	102
5.2	SIMULAÇÃO DO EFEITO NO PROCESSO CONSTRUTIVO.....	104
5.2.1	Exemplo 2: Blocos de concreto	107
5.2.1.1	Blocos com espessura de 3m com lançamentos a cada 24, 48 e 72 horas .	110
5.2.1.2	Comparação entre as simulações numéricas dos blocos de concreto.....	125
5.2.2	Exemplo 3: Aplicação em uma barragem hipotética.....	127
5.2.2.1	Comparação entre as simulações numéricas para os passos de soluções ...	138
5.2.3	Exemplo 4: Análise do empuxo em uma barragem hipotética.....	145
5.3	COMENTÁRIOS FINAIS	149

6 CONCLUSÕES	150
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	154
ANEXO 1 – ELEMENTOS	159
ANEXO 2 – MÉTODOS DE APROXIMAÇÃO DA FLUÊNCIA.....	163
ANEXO 3 – SIMPLIFICAÇÃO DA APROXIMAÇÃO POR FLUÊNCIA	169
ANEXO 4 – COMPLEMENTO DAS MODELAGENS NUMÉRICAS	172

LISTA DE TABELAS

TABELA 2.1 – RELAÇÃO ENTRE RESISTÊNCIA À TRAÇÃO E A COMPRESSÃO CARACTERÍSTICA	34
TABELA 3.1 – VALORES CARACTERÍSTICOS DA DEFORMAÇÃO ESPECÍFICA DE RETRAÇÃO E DO COEFICIENTE DE FLUÊNCIA.....	61
TABELA 5.1 – ENSAIO POR FLUÊNCIA CCR	97
TABELA 5.2 – APROXIMAÇÃO ANALÍTICA (VIA MAPLE) PARA O ENSAIO POR FLUÊNCIA DO CCR.....	99
TABELA 5.3 – APROXIMAÇÃO ELEMENTO PLANE183 (2D) PARA O ENSAIO POR FLUÊNCIA DO CCR.....	100
TABELA 5.4 – APROXIMAÇÃO ELEMENTO SOLID65 (3D) PARA O ENSAIO POR FLUÊNCIA DO CCR.....	102
TABELA 5.5 – ENSAIO POR FLUÊNCIA CCR POR UNIDADE DE TENSÃO	106
TABELA 5.6 – FORMATAÇÃO E CÓDIGOS DAS ANÁLISES	107
TABELA 5.7 – PROPRIEDADES TERMOS-MECÂNCIAS DO CCR.....	109
TABELA 5.8 – ELEVAÇÃO ADIABÁTICA DE TEMPERATURA E CURVA DE GERAÇÃO DE CALOR.	109
TABELA 5.9 – CARACTERÍSTICAS DA MODELAGEM	110
TABELA 5.10 – PROPRIEDADES TERMOS-MECÂNCIAS DO CCR EM SALTO CAXIAS.....	132
TABELA 5.11 – ELEVAÇÃO ADIABÁTICA DE TEMPERATURA E CURVA DE GERAÇÃO DE CALOR.	132
TABELA 5.12 – CARACTERÍSTICAS DA MODELAGEM	133
TABELA 5.13 – PROPRIEDADES MECÂNICAS DA BARRAGEM.....	145
TABELA 5.14 – CARACTERÍSTICAS DA MODELAGEM	145
TABELA 5.15 – RESULTADOS DAS TENSÕES NOS PONTOS MONITORADOS.....	148
TABELA A4.1 – ENSAIO POR FLUÊNCIA CCV	173
TABELA A4.2 – APROXIMAÇÃO ANALÍTICA PARA O ENSAIO POR FLUÊNCIA DO CCV	174

TABELA A4.3 – APROXIMAÇÃO ELEMENTO PLANE183 (2D) PARA O ENSAIO POR FLUÊNCIA DO CCV.....	175
---	-----

TABELA A4.4 – APROXIMAÇÃO ELEMENTO SOLID65 (3D) PARA O ENSAIO POR FLUÊNCIA DO CCV.....	176
--	-----

LISTA DE FIGURAS

Figura 1.1 – Detalhe do rompimento da barragem de Camará, PB, Junho-2004.....	3
Figura 2.1 – Vista aérea da Usina de Itaipu em concreto massa (ITAIPU, 2005).	10
Figura 2.2 – Exemplos de barragens realizadas com o método do CCR: (a) Detalhe a jusante da barragem de Porto Primavera (CESP, 2005); (b) Vista aérea da barragem de Salto Caxias (LACERDA, 2003).....	12
Figura 2.3 – Barragem em CCR - SHIMAJIGAWA: (a) Vista do local de construção da barragem; (b) Vista da barragem concluída (ANDRIOLO, 1993)	14
Figura 2.4 – CCR executado em rampa, esquema UHE Lajeado, adaptado de FORBES (2005)	15
Figura 2.5 – Curvas tensão-deformação de um concreto com módulo de elasticidade $E=25678$ MPa. Adaptado de DEBS (2000).....	17
Figura 2.6 – Fluência básica. Adaptado de MEHTA e MONTEIRO (1994).....	20
Figura 2.7 – Curva típica da deformação por fluência. Adaptado de MARCZAK (2004).	21
Figura 2.8 – Descrição esquemática da deformação por fluência e da recuperação da fluência no concreto. Adaptado de SOROKA, 1993 e MEHTA e MONTEIRO, 1994. .	24
Figura 2.9 – Efeito de secagem na fluência em diferentes umidades relativas.	26
Figura 2.10 – Efeito da temperatura ambiente em relação à fluência.	27
Figura 2.11 – Fluência de concretos com diversos agregados. (NEVILLE, 1997).....	28
Figura 2.12 – Interação dos fatores que influenciam a resistência do concreto (MEHTA e MONTEIRO, 1994).	31
Figura 2.13 – Evolução da resistência à compressão para os modelos ACI 209 e CEB-FIB ..	32
Figura 2.14 – Relação entre resistência à compressão e à tração	36
Figura 2.15 – Representação esquemática dos módulos de elasticidade: Tangente (E_{tg}), Tangente Inicial (E_0) e Secante (E_{cs}). Adaptado de EQUIPE DE FURNAS (1997).....	37
Figura 2.16 – Deformações longitudinais e transversais	40
Figura 3.1 – Condução unidimensional num corpo sólido com geração interna de calor (BEJAN, 1996).	43
Figura 3.2 – Sistema de coordenadas cartesianas tridimensionais	46

Figura 3.3 – Aquecimento da terra através da radiação	51
Figura 3.4 – Representação dos elementos: (a) Elemento de Hooke, mola; (b) Elemento de Newton, pistão ou amortecedor.	53
Figura 3.5 – Modelo de Maxwell, conexão em série. Gráfico $t \times \varepsilon$ na fluência.....	54
Figura 3.6 – Modelo de Kelvin, conexão em paralelo. Gráfico $t \times \varepsilon$ na fluência.....	55
Figura 3.7 – Modelo de Boltzmann. Gráfico $t \times \varepsilon$ na fluência	57
Figura 3.8 – Modelo reológico generalizado de Maxwell conectados em série.....	59
Figura 3.9 – Modelo reológico generalizado de Maxwell conectados em paralelo	59
Figura 3.10 – Modelo reológico generalizado de Kelvin conectados em série.....	59
Figura 3.11 – Modelo reológico generalizado de Kelvin conectados em paralelo.....	60
Figura 3.12 – Elemento sujeito a tensões planas	65
Figura 3.13 – Corpo sujeito a um estado plano de deformação	68
Figura 3.14 – Deslocamento de uma partícula da configuração de referência no tempo t_0 para t	69
Figura 3.15 – Barragem de gravidade	69
Figura 3.16 – Estado plano de deformação – direções a e b	71
Figura 3.17 – Tipos de elementos finitos bi-dimensional	76
Figura 3.18 – Mapeamento entre o elemento finito genérico (a) e o correspondente elemento padrão (b).....	77
Figura 4.1 – Seqüência de análise: (a) Estrutura discretizada; (b) Primeira camada ativada; (c) Segunda camada ativada. Adaptado de KRÜGER (2001).	90
Figura 4.2 – Representação esquemática simplificada. Adaptado de KAWAMURA (2005) .	91
Figura 4.3 – Fluxograma da análise e seqüência de passos.....	92
Figura 5.1 – Comparação dos resultados para a deformação total CCR.....	103
Figura 5.2 – Comparação dos resultados para a deformação por fluência CCR.....	103
Figura 5.3 – Discretização em elementos finitos para os blocos de concreto. Adaptado de KRÜGER (2001).	108
Figura 5.4 – Blocos de concreto com espessura igual a 3,0 m.....	111
Figura 5.6 – Distribuição das temperaturas nas camadas do bloco B3CF-24-P1.....	112

Figura 5.7 – Distribuição de temperatura: (a) Pontos monitorados do bloco B3CF-24-P1 e B3SF-24-P1; (b) Pontos A e C	113
Figura 5.8 – Distribuição de tensões em σ_x nas camadas do bloco B3CF-24-P1	114
Figura 5.9 – Distribuição das tensões em x : (a) Pontos do bloco B3CF-24-P1; (b) Pontos do bloco B3SF-24-P1; (c) Pontos A e C com e sem o efeito da fluência.....	115
Figura 5.10 – Distribuição de tensões σ_y nas camadas do bloco B3CF-24-P1	116
Figura 5.11 – Distribuição das tensões σ_y : (a) Pontos do bloco B3CF-24-P1; (b) Pontos do bloco B3SF-24-P1; (c) Pontos A e C com e sem o efeito da fluência.....	117
Figura 5.12 – Distribuição de tensões σ_z nas camadas do bloco B3CF-24-P1.....	118
Figura 5.13 – Distribuição das tensões σ_z : (a) Pontos do bloco B3CF-24-P1; (b) Pontos do bloco B3SF-24-P1; (c) Pontos A e C com e sem o efeito da fluência.....	119
Figura 5.14 – Distribuição de temperatura: (a) Pontos monitorados do bloco B3CF-24-P6 e B3SF-24-P6; (b) Pontos A e C	121
Figura 5.15 – Distribuição das tensões σ_x : (a) Pontos do bloco B3CF-24-P6; (b) Pontos do bloco B3SF-24-P6; (c) Pontos A e C com e sem o efeito da fluência.....	122
Figura 5.16 – Distribuição das tensões σ_y : (a) Pontos do bloco B3CF-24-P6; (b) Pontos do bloco B3SF-24-P6; (c) Pontos A e C com e sem o efeito da fluência.....	123
Figura 5.17 – Distribuição das tensões σ_z : (a) Pontos do bloco B3CF-24-P6; (b) Pontos do bloco B3SF-24-P6; (c) Pontos A e C com e sem o efeito da fluência.....	124
Figura 5.18 - Comparações dos valores de tensões para o ponto A com e sem o efeito da fluência.....	125
Figura 5.19 - Comparações dos valores de tensões para o ponto C com e sem o efeito da fluência.....	126
Figura 5.20 – Usina Hidrelétrica Salto Caxias – Arranjo Geral.....	128
Figura 5.21 – Usina Hidrelétrica Salto Caxias – Vista aérea da barragem	128
Figura 5.22 – Galgamento de parte da barragem durante a construção	130
Figura 5.23 – Galgamento de parte da barragem durante a construção	130
Figura 5.24 – Bloco B-08 – Seção típica analisada e fases construtivas.....	131
Figura 5.25 – Layout da barragem e Posição dos pontos monitorados	134
Figura 5.26 – Distribuição de temperatura: (a) Pontos monitorados do bloco BRCF-12-P6 e BRSF-12-P6; (b) Pontos A e C.....	135

Figura 5.27 – Distribuição das tensões σ_x : (a) Pontos do bloco BRCF-12-P6; (b) Pontos do bloco BRSF-12-P6; (c) Pontos A e C com e sem o efeito da fluência	136
Figura 5.28 – Distribuição das tensões σ_y : (a) Pontos do bloco BRCF-12-P6; (b) Pontos do bloco BRSF-12-P6; (c) Pontos A e C com e sem o efeito da fluência	137
Figura 5.29 – Distribuição das tensões σ_z : (a) Pontos do bloco BRCF-12-P6; (b) Pontos do bloco BRSF-24-P6; (c) Pontos A e C com e sem o efeito da fluência	138
Figura 5.30 – Comparações entre os processo de solução com passo de solução igual 1 e igual a 6: (a) tensões σ_x ; (b) tensões σ_y ; (c) tensões σ_z	139
Figura 5.31 – Distribuição das temperaturas nas camadas	141
Figura 5.32 – Distribuição de tensões σ_x nas camadas.....	142
Figura 5.33 – Distribuição de tensões σ_y nas camadas.....	143
Figura 5.34 – Distribuição de tensões σ_z nas camadas	144
Figura 5.35 – Esquemática da modelagem para o empuxo	146
Figura 5.36 – Distribuição de tensões na barragem após a modelagem numérica e comparação dos valores com e sem o efeito da fluência.....	147
Figura A1.1 – Elemento plano quadrilateral de 8 nós. Adaptado de ANSYS, 2000.....	160
Figura A1.2 – Elemento sólido de oito nós, adaptado de ANSYS, 2000.....	161
Figura A4.1 – Comparação dos resultados para a deformação total CCV	177
Figura A4.2 – Comparação dos resultados para a deformação por fluência CCV	177
Figura A4.3 – Blocos de concreto com espessura igual a 4,0 m	178
Figura A4.4 – Distribuição das temperaturas nas camadas do bloco B4CF-24-P1	179
Figura A4.5 – Distribuição de temperatura: (a) Pontos monitorados do bloco B4CF-24-P1 e B4SF-24-P1; (b) Pontos A e C	179
Figura A4.6 – Distribuição de tensões σ_x nas camadas do bloco B4CF-24-P1	180
Figura A4.7 – Distribuição das tensões σ_x : (a) Pontos do bloco B4CF-24-P1; (b) Pontos do bloco B4SF-24-P1; (c) Pontos A e C com e sem o efeito da fluência.....	181
Figura A4.8 – Distribuição de tensões σ_y nas camadas do bloco B4CF-24-P1	182
Figura A4.9 – Distribuição das tensões σ_y : (a) Pontos do bloco B4CF-24-P1; (b) Pontos do bloco B4SF-24-P1; (c) Pontos A e C com e sem o efeito da fluência.....	183
Figura A4.10 – Distribuição de tensões σ_z nas camadas do bloco B4CF-24-P1.....	184

Figura A4.11 – Distribuição das tensões σ_z : (a) Pontos do bloco B4CF-24-P1; (b) Pontos do bloco B4SF-24-P1; (c) Pontos A e C com e sem o efeito da fluência.....	185
Figura A4.12 – Distribuição de temperatura: (a) Pontos monitorados do bloco B4CF-24-P6 e B4SF-24-P6; (b) Pontos A e C	185
Figura A4.13 – Distribuição das tensões σ_x : (a) Pontos do bloco B4CF-24-P6; (b) Pontos do bloco B4SF-24-P6; (c) Pontos A e C com e sem o efeito da fluência.....	186
Figura A4.14 – Distribuição das tensões σ_y : (a) Pontos do bloco B4CF-24-P6; (b) Pontos do bloco B4SF-24-P6; (c) Pontos A e C com e sem o efeito da fluência.....	186
Figura A4.15 – Distribuição das tensões σ_z : (a) Pontos do bloco B4CF-24-P6; (b) Pontos do bloco B4SF-24-P6; (c) Pontos A e C com e sem o efeito da fluência.....	187
Figura A4.16 – Distribuição de temperatura: (a) Pontos monitorados do bloco BR CF-12-P1 e BR SF-12-P1; (b) Pontos A e C.....	188
Figura A4.17 – Distribuição das tensões σ_x : (a) Pontos do bloco BR CF-12-P1; (b) Pontos do bloco BR SF-12-P1; (c) Pontos A e C com e sem o efeito da fluência	189
Figura A4.18 – Distribuição das tensões σ_y : (a) Pontos do bloco BR CF-12-P1; (b) Pontos do bloco BR SF-12-P1; (c) Pontos A e C com e sem o efeito da fluência	190
Figura A4.19 – Distribuição das tensões σ_z : (a) Pontos do bloco BR CF-12-P1; (b) Pontos do bloco BR SF-12-P1; (c) Pontos A e C com e sem o efeito da fluência	191

LISTA DE SÍMBOLOS

α	-	difusividade térmica do meio
δ	-	prefixo indicando que os deslocamentos ou deformações são virtuais
Δ	-	operador diferencial
Δx	-	parte infinitesimal de um sólido
$\varepsilon_{cs}(t)$	-	deformação por retração
$\varepsilon_{cT}(t)$	-	deformação de origem térmica
$\varepsilon_c(t_0)$	-	deformação elástica (imediate) do concreto devido ao carregamento
$\varepsilon_c^A(t_0)$	-	deformação elástica do concreto devido ao carregamento (analítica)
$\varepsilon(t)$	-	deformação no tempo t
$\varepsilon_{cc}(t)$	-	deformação por fluência
$\varepsilon_{cc}^A(t)$	-	deformação por fluência (analítica)
$\varepsilon_{cc}^{2D}(t)$	-	deformação por fluência (<i>Ansys</i> 2D)
$\varepsilon_{cc}^{3D}(t)$	-	deformação por fluência (<i>Ansys</i> 3D)
ε_I	-	deformação principal 1
ε_{II}	-	deformação principal 2
ε_{III}	-	deformação principal 3
$\varepsilon_t(t)$	-	deformação total do concreto no tempo t
$\varepsilon_t^A(t)$	-	deformação total do concreto no tempo t (analítica)
$\varepsilon_t^{2D}(t)$	-	deformação total do concreto no tempo t (<i>Ansys</i> 2D)
$\varepsilon_t^{3D}(t)$	-	deformação total do concreto no tempo t (<i>Ansys</i> 3D)
ε	-	deformação
ε_1	-	estiramento ou deformação na direção 1 (ou direção x)
ε_2	-	estiramento ou deformação na direção 2 (ou direção y)
ε_3	-	estiramento ou deformação na direção 3 (ou direção z)
$\dot{\varepsilon}(t)$	-	taxa de deformação com o tempo

$\dot{\varepsilon}_{cc}$	-	taxa de deformação por fluência
$\dot{\varepsilon}_{cc}^{3D}(t)$	-	taxa de deformação por fluência (<i>Ansys 3D</i>)
$\dot{\varepsilon}_{ij}^C$	-	tensor taxa de deformação por fluência
$\vec{\varepsilon}$	-	vetor campo de deformações
$\varepsilon_c^{2D}(t_0)$	-	deformação elástica do concreto devido ao carregamento (<i>Ansys 2D</i>)
$\varepsilon_c^{3D}(t_0)$	-	deformação elástica do concreto devido ao carregamento (<i>Ansys 3D</i>)
$\Phi(t)$	-	deformações dependentes diretamente da aplicação de uma carga no tempo
$\Phi(t, t_0)$	-	função de fluência específica
γ_{12}	-	distorção na direção 12
γ_{13}	-	distorção na direção 13
γ_{23}	-	distorção na direção 23
η	-	coeficiente de viscosidade
λ	-	fator de proporcionalidade na equação por fluência
ν	-	razão de Poisson
ρ	-	massa específica
$\sigma_E(t)$	-	tensão de referência para a lei de Hooke
$\sigma_\eta(t)$	-	tensão de referência para a lei de Newton
σ_e	-	tensão efetiva
σ	-	tensão normal
σ_y	-	tensão normal na direção y
σ_z	-	tensão normal na direção z
σ_{ij}	-	tensor de tensões
σ_{kk}	-	traço do tensor de tensões
σ_x	-	tensão normal na direção x
σ_I	-	tensão principal máxima
σ_{II}	-	tensão principal mínima
$\vec{\sigma}$	-	vetor de tensões
τ	-	idade do concreto

τ_{θ}	-	tensão de cisalhamento na atuando na direção θ
τ_{xy}	-	tensão de cisalhamento na direção x atuando na face y
τ_{yx}	-	tensão de cisalhamento na direção y atuando na face x
\vec{a}	-	vetor dos deslocamentos nodais
a	-	constante usada na equação do módulo de elasticidade
A	-	área da seção transversal
\vec{b}	-	vetor de carga atuante em um volume
b	-	constante usada na equação do módulo de elasticidade
\overline{B}	-	matriz de deslocamento e deformação
\vec{c}	-	vetor de forças centradas
c	-	calor específico
$C_1,$	-	constante C_1 para definição de equação por fluência no Ansys 8.0
C_2	-	constante C_2 para definição de equação por fluência no Ansys 8.0
C_3	-	constante C_3 para definição de equação por fluência no Ansys 8.0
C_4	-	constante C_4 para definição de equação por fluência no Ansys 8.0
\overline{D}	-	matriz de elasticidade
e_1	-	base canônica na direção 1
e_2	-	base canônica na direção 2
e_3	-	base canônica na direção 3 (ou direção z)
E_n	-	energia
E_0	-	módulo de elasticidade inicial
E_{cs}	-	módulo de elasticidade secante
E_{tg}	-	módulo de elasticidade tangente
E_{ij}	-	tensor de deformações
E	-	módulo de elasticidade
f_{ck}	-	resistência à compressão característica do concreto
f_c	-	resistência à compressão do concreto
f_{cm}	-	resistência à compressão média
f_{c28}	-	resistência à compressão média a 28 dias
f_t	-	resistência à tração

f_{tk}	-	resistência à tração característica do concreto
$f_{ctk,inf}$	-	resistência à tração do concreto inferior
f_{ctm}	-	resistência à tração do concreto média
$f_{ctk,sup}$	-	resistência à tração do concreto superior
$F(t_0)$	-	função de mudança do concreto com a idade
I_2	-	segundo invariante do tensor de taxa de deformações
I	-	idade do corpo de prova
$ J $	-	determinante da matriz jacobiano
\bar{J}	-	matriz jacobiano de transformação de coordenadas
J_2	-	segundo invariante do tensor desviatório de tensões
k	-	condutividade térmica
\hat{n}_a	-	versor na direção a
\hat{n}_b	-	versor na direção b
n	-	número de nós
N_j	-	funções de forma
\bar{N}	-	matriz das funções de forma
\vec{p}	-	vetor de força distribuída por unidade de comprimento
p	-	força de campo
P	-	posição de um ponto inicial
q''	-	taxa de transferência de calor (fluxo de calor) por unidade de área
\dot{q}	-	taxa de geração interna de calor
q_x	-	taxa de transferência de calor
\vec{q}	-	vetor carga distribuída na superfície
q_x'', q_y'' e q_z''	-	taxa de transferência de calor por unidade de área nas direções x , y e z respectivamente
q	-	carga distribuída
\dot{Q}	-	taxa de geração de calor interno por unidade de volume
Q	-	passagem do ponto inicial para um ponto em outro instante
s	-	eixo das abscissas originado da transformação de coordenadas de x

r	-	eixo das ordenadas originado da transformação de coordenadas de y
S_{ij}	-	tensor desviatório
T_e	-	transformação de coordenadas
T	-	temperatura
\vec{u}	-	vetor campo dos deslocamentos
u e v	-	deslocamentos do elemento no referencial local
u_i e v_i	-	deslocamentos correspondentes nos nós, com $i=1...8$
w	-	taxa de transferência de trabalho
x	-	eixo das ordenadas no referencial global
x_i e y_i	-	coordenadas dos n nós do elemento no plano xy
x_1	-	posição x do corpo no tempo t
x_2	-	posição y do corpo no tempo t
x_3	-	posição z do corpo no tempo t
X_1	-	posição x do corpo no tempo t_0
X_2	-	posição y do corpo no tempo t_0
X_3	-	posição z do corpo no tempo t_0
y	-	eixo das abscissas no referencial global

CAPÍTULO 1

1 INTRODUÇÃO

Destacam-se nesta introdução quatro subitens que tem a finalidade de informar sobre a motivação, objetivo, revisão bibliográfica e a organização da dissertação.

1.1 MOTIVAÇÃO

O Concreto Compactado com Rolo é uma técnica construtiva que utiliza intensivamente equipamentos usualmente empregados em obras de aterro/enrocamento para colocação e compactação de concreto, gerando um processo industrial eficiente, com baixa incidência de mão-de-obra por volume. A sua utilização em barragens é uma evolução natural do emprego do concreto convencional, porém suas características de consistência e o número de juntas horizontais de construção geram dificuldades à sua caracterização (PAULON et. al, 2004).

O constante desenvolvimento atual do Concreto Compactado com Rolo (CCR) é resultado da necessidade de se projetar barragens de concreto que podem ser construídas mais rápidas e economicamente, em relação àquelas onde se empregam os métodos construtivos convencionais (ANDRIOLO, 1989). Paralelamente aos aspectos econômicos nos métodos construtivos do CCR surge a necessidade de se elaborarem modelos numéricos que atendam aos requisitos de segurança da estrutura.

Desde o início do desenvolvimento do CCR, alguns fatores conceituais motivam o estudo e desenvolvimento de simulações numéricas tais como:

- Parâmetros de resistência do concreto;
- Grande quantidade de juntas horizontais somadas a utilização de concreto seco;
- Influência das condições ambientais;

- Geração de calor interno devido à reação de hidratação e conseqüente geração de tensões de origem térmica;
- Variação do processo construtivo a fim de se atingir menores custos e tempo de execução reduzido, dentro dos parâmetros físicos-mecânicos de segurança da estrutura;

Conforme MEHTA e MONTEIRO (1994), em estruturas de concreto massa, onde se têm grandes volumes de concreto, deve-se ter especial preocupação com o estudo e controle da geração de calor, ocasionada da reação de hidratação do cimento. Esta geração de calor pode causar efeitos mecânicos que atingindo certos limites, pode levar a fissuração da estrutura. Além do controle de geração de calor, deve-se ter atenção também a um outro fenômeno mecânico causado pela acomodação dos agregados, através da ação constante de uma carga, chamado de fluência.

NEVILLE (1997) destaca a importância em considerar a deformação por fluência em projetos de estruturas de concreto uma vez que, o aumento da deformação sob tensão mantida pode ser várias vezes maior do que a deformação no momento do carregamento.

Alguns especialistas chegam atribuir às deformações por fluência a fissuração que algumas barragens apresentam. Este trabalho se propõe a verificar se isso é pertinente ou não.

A ruptura da Barragem de Camará em 17 junho de 2004 alerta e motiva pesquisadores a desenvolverem estudos para preverem desastres como o ocorrido.



Figura 1.1 – Detalhe do rompimento da barragem de Camará, PB, Junho-2004.

Como complemento à motivação deste trabalho coloca-se uma definição da ABNT-NBR6118 (2003), “A tensão de tração do concreto pode ser considerada no projeto de peças de concreto simples, sempre que sejam levados em conta os efeitos de retração, temperatura e fluência”. O efeito relativo a retração não está sendo considerado neste estudo.

1.2 OBJETIVOS DO TRABALHO

O objetivo deste trabalho é apresentar simulações computacionais de estruturas executadas em camadas, levando-se em consideração os efeitos das tensões de origem térmica nas deformações por fluência.

Será mostrado que a consideração do efeito de fluência em estruturas executadas em concreto compactado com rolo, é fator importante na análise. Isto é comprovado através de simulações computacionais e resultados obtidos das modelagens numéricas que levam em consideração os efeitos da fluência, em comparação com modelagens sem a consideração deste efeito.

Para se atingir o objetivo principal algumas etapas intermediárias foram atingidas tais como:

- Validação do problema;

- Realização da modelagem numérica para a o problema térmico-estrutural e de fluência;
- Aplicação em estruturas de concreto com propriedades e simulações numéricas variáveis;
- Análise interpretativa dos resultados.

1.3 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Tem-se a seguir um detalhamento da revisão bibliográfica utilizada neste trabalho.

KRÜGER (2001) desenvolveu um trabalho sobre análise térmica transiente de estruturas executadas em camadas. A resposta da modelagem numérica mostrou importantes resultados sobre a distribuição de temperatura no concreto compactado com rolo (CCR), em especial na Barragem de Salto Caixas. KAWAMURA (2005) completou os trabalhos de KRÜGER (2001) incluindo uma análise do comportamento termo-estrutural do CCR em uma modelagem bi-dimensional utilizando o método de elementos finitos. Através dos estudos realizados por KRÜGER (2001) e KAWAMURA (2005) desenvolveu-se esta dissertação incluindo uma análise termo-estrutural e de fluência.

Na busca por se desenvolver uma pesquisa consistente destacam-se alguns livros e artigos científicos que serão descritos a seguir.

Tem-se como uma bibliografia indispensável nesta dissertação MEHTA e MONTEIRO (1994), que auxiliou no estudo do comportamento do concreto. Através de MEHTA e MONTEIRO (1994) os principais assuntos relativos ao concreto, suas propriedades, formulações e características sobre a fluência foram estudadas. Completando-se o estudo sobre o concreto destaca-se NEVILLE (1997) e EQUIPE DE FURNAS (1997), este último de grande utilidade científica no sentido de manter um histórico de ensaios e informações sobre o concreto massa e compactado com rolo dentro de um sentido tecnológico.

ANDRIOLO (1993) e ANDRIOLO (1998) trouxeram informações valiosas sobre a composição, aspectos construtivos, controle de qualidade e histórico do concreto compactado com rolo (CCR).

Realizaram-se estudos do Método dos Elementos Finitos através de BATHE (1996) e ODEN et. al (1981) com formulações e desenvolvimentos específicos pertinentes a este trabalho.

Alguns artigos científicos merecem destaque dentre eles tem-se: CHEN et. al (2001), DU et. al (1994) e LUNA et. al (2001), todos com formulações por elementos finitos para análise térmica, estrutural e por fluência para o concreto compactado com rolo.

Destacam-se uma série de equações sobre o comportamento da fluência com ênfase àquelas citadas por BAZANT (1974), ABNT-NBR6119 (2003) e NEVILLE (1997). Utiliza-se neste trabalho a equação de fluência baseada na Lei de Potência de *Balley-Norton* retirada de KRAUS (1980).

Destacam-se também algumas normas e softwares computacionais que auxiliaram na interpretação dos resultados, que são: ACI 207 (1970), ACI 209 (1992), ANSYS® (2003) e MAPLE (2001).

Através dos itens 2 e 3 desta dissertação verifica-se uma abrangência teórica que completa a revisão bibliográfica descrita aqui.

1.4 ORGANIZAÇÃO DA DISSERTAÇÃO

Neste trabalho serão colocadas as definições do problema térmico estrutural através das principais equações para análise térmica e de fluência, passando por definições das deformações e características do concreto. Nos capítulos que seguem será possível ter acesso alguns conceitos teóricos sobre:

- Concreto Compactado com Rolo (CCR);
- Concreto Convencional (CCV);

- Viscoelasticidade;
- Propriedades físicas e mecânicas do concreto;
- Estado plano (tensão e deformação).

No Capítulo 3 é descrito, de uma maneira geral e resumida, o Método dos Elementos Finitos afim de, validar nossa modelagem, uma vez que se está utilizando um software baseado neste método.

A metodologia utilizada para a elaboração da modelagem numérica, no âmbito de utilização do software, e as etapas da análise são descritas no Capítulo 4. A intenção é elucidar o leitor sobre as fases do cálculo térmico, estrutural e de fluência.

O Capítulo 5 apresenta aplicações dos estudos desenvolvidos nos capítulos anteriores, em várias modelagens numéricas. Em uma primeira etapa é realizada uma validação para um modelo de deformação por fluência, aplicada a um projeto piloto realizado por SANTOS (2003), com suas características definidas na bibliografia, resolvendo-se através das equações de fluência para a determinação das constantes compatíveis ao modelo numérico. Após a validação do problema e definição das constantes, têm-se as modelagens térmica/estrutural e de fluência realizadas para estruturas de concreto, divididas em três fases:

- Blocos de concreto sobre-postos com espessuras de 3 e 4m;
- Uma Barragem hipotética em CCR, com detalhes de projeto utilizados da Usina de Salto Caxias;
- Cálculo de tensões para uma situação física de empuxo hidrostático.

A conclusão deste trabalho é colocada no Capítulo 6 e traz as comparações e interpretação dos resultados de maneira a alertar sobre a importância da consideração do efeito de fluência em análises numéricas relativas ao CCR.

Complementa-se ao final alguns anexos que ajudam a elucidar algumas etapas da dissertação.

É importante ressaltar que esta dissertação vem complementar os trabalhos já realizados na UFPR por KRÜGER (2001) e KAWAMURA (2005), trabalhos estes voltados para a análise térmica e estrutural no CCR.

CAPÍTULO 2

2 CONCRETO

Tem-se neste capítulo assuntos pertinentes especificamente ao concreto, partindo-se principalmente da definição do concreto massa e dos seus efeitos térmicos. Este capítulo traz também teorias sobre deformações e as propriedades físicas e mecânicas do concreto.

2.1 CONCRETO MASSA

O concreto massa é definido por vários autores e pelo American Concrete Institute - ACI COMMITTEE 207 (1970), enfatizam principalmente a geração de calor, a mudança de volume e métodos de controle para aparecimento de fissuras.

- De acordo com ANDRIOLO (1993), o concreto massa é qualquer volume de concreto com dimensões o suficientemente grandes para exigir precauções, no sentido de reduzir a geração de calor devido à hidratação, controlando as variações de volume e minimizando a ocorrência de fissuras;
- Definição semelhante de concreto massa é feita por MEHTA e MONTEIRO (1994), que referencia o Comitê do N. T. American Concrete Institute, apresentam o concreto massa como o que pode ser aplicado a uma estrutura de grande volume, por exemplo, viga, pilar, estaca, comporta ou barragem, onde seu volume é de tal grandeza, que requer meios especiais para combater a geração de calor e posterior mudança de volume;
- Conforme a ABNT-NBR6118 (2003) (2003), são considerados como elementos estruturais de concreto simples aqueles sem armadura, ou com uma pequena armadura disposta geralmente em forma de malha junto às faces, que tem a função apenas de reduzir os efeitos da fissuração.

No caso do concreto armado convencional, o baixo valor de resistência à tração é desprezado, usando-se entretanto, o aço para absorver a esses esforços. Nas estruturas de concreto massa, tais como em barragens, é impraticável o uso de barras de aço, pois por tornar o custo e a taxa de armadura muito elevados. Em tais casos, estudos que possam determinar de um modo confiável a resistência à tração do concreto, são sempre necessários e, durante a aplicação, devem vir acompanhado do controle tecnológico e executivo.

O controle do consumo de cimento é o fator mais importante em obras feitas em concreto massa. Este consumo pode ser reduzido quando: a mistura contiver agregados com granulometria que abranja até os maiores diâmetros admissíveis; o teor de areia não for superior ao necessário para proporcionar adequada trabalhabilidade; os valores do abatimento puderem ser mantidos baixos (0 a 2,5cm) (ANDRIOLO, 1993).

2.1.1 Concreto massa convencional (CCV)

O processo de construção de uma barragem por concreto massa convencional (CCV) foi uma terminologia adota por diversos autores para distingui-la das tecnologias recentes.

Como maior exemplo de uma estrutura de CCV tem-se a usina de Itaipu, localizada em Foz do Iguaçu-PR, sendo ela uma das maiores do mundo em volume de concreto massa (veja a Figura 2.1).



Figura 2.1 – Vista aérea da Usina de Itaipu em concreto massa (ITAIPU, 2005).

2.1.2 Concreto compactado com rolo (CCR)

Uma das opções para a execução de barragens, que satisfaz as especificações do CCV, garante rapidez na construção e satisfação econômica nos projetos, é a utilização do Concreto Compactado a Rolo (CCR). A composição do CCR permite uma mistura com menor teor de cimento do que o CCV. Este teor de cimento é responsável pela elevação da temperatura devido à reação de hidratação. Com menores quantidades de cimento, o CCR estará minimizando os gradientes de temperatura, que são os principais responsáveis pela ocorrência de fissuras.

Utilizando as definições a seguir, pode-se entender um pouco mais sobre o que é o CCR:

- O método do CCR deve ser entendido como um concreto tradicional com baixo teor de cimento, sendo produzido em centrais de mistura contínua; transportado e lançado por caminhões/esteiras; espalhado por tratores de esteiras; adensado em camadas da ordem de 0,30m por rolos compactadores. Entretanto, seu comportamento continua sendo de um concreto massa. Este método proporciona elevada capacidade de produção e de

construção reduzindo prazos em comparação com o CCV e conseqüentemente redução de custos (KAMEL, 1996).

- O CCR pode ser definido mais abrangentemente, como “concreto de consistência seca, que, no estado fresco, pode ser misturado, transportado, lançado e compactado por meio de equipamentos usualmente utilizados em serviços de terraplenagem ou enrocamento” (ANDRIOLO, 1989).
- O CCR apresenta um desenvolvimento relativamente recente na tecnologia da construção de barragens. Baseia-se no conceito de que um concreto sem abatimento, transportado, lançado e compactado, com o mesmo equipamento de construção que é usado para barragens de terra e enrocamento, pode satisfazer as especificações de projeto de CCV (MEHTA e MONTEIRO, 1994).

A seguir são apresentados dois exemplos de barragens realizadas pelo método do CCR: A barragem de Porto Primavera, Figura 2.2(a), de propriedade da CESP-Companhia Energética de São Paulo e a barragem de Salto Caxias, Figura 2.2(b), da COPEL-Companhia Paranaense de Energia, um dos focos deste trabalho.

Na Figura 2.2(a) podem-se observar as camadas executivas, formando degraus entre as camadas adjacentes, efeito este observado na parte jusante da barragem.



(a)



(b)

Figura 2.2 – Exemplos de barragens realizadas com o método do CCR: (a) Detalhe a jusante da barragem de Porto Primavera (CESP, 2005); (b) Vista aérea da barragem de Salto Caxias (LACERDA, 2003).

A espessura das camadas do CCR em conjugação com a energia de compactação requerida é um dos fatores importantes a serem considerados, uma vez que podem influenciar diretamente nos parâmetros que governam a estabilidade do maciço, notadamente na zona das juntas de construção. Diversos dados dão conta de densidade variável ao longo da altura da camada, fenômeno mais intensificado para camadas lançadas com espessuras mais altas.

O CCR difere dos concretos convencionais, principalmente quanto às exigências de consistência. Para compactação efetiva, o concreto precisa ser seco, para prevenir que o equipamento do rolo vibratório afunde, mas suficientemente úmido para permitir a distribuição adequada da argamassa de aglomerante através de todo o material, durante as operações de mistura e compactação por vibração.

Um dos principais motivos da utilização do CCR na construção de barragens se deve a sua rápida execução, empregando-se equipamentos convencionais utilizados na compactação de camadas de aterros de solo, suas resistências e os baixos níveis de retração e fissuração.

Um problema criado pela consistência mais seca do CCR é a dificuldade de aderência do concreto fresco ao concreto endurecido, o que acontece notadamente entre as diversas camadas lançadas.

2.1.2.1 Histórico do CCR

O conceito do CCR provavelmente teve um grande impulso nas conferências de Asilomar – Califórnia – E.U.A. – em março de 1970. Nessas conferências foram apresentados trabalhos comentando a aplicação de equipamentos de construção de maciços de terra e rocha para a construção de maciços de concreto. Entre 1958 e 1964 uma grande inovação foi aplicada na construção da Barragem de Alpe Gera (altura 178m e volume de concreto de 1.716.000m³), na Lombardia – Itália. Pela primeira vez onde o concreto foi lançado em uma série de camadas horizontais de aproximadamente 70cm de altura em lugar de ser aplicado em blocos convencionais. Dessa forma a barragem de concreto foi construída usando métodos de construção de barragens de terra, sendo o concreto transportado por caminhões fora de estradas e espalhado com bulldozers. As juntas de contração foram cortadas por lâmina vibratória acoplada a trator, cerca de 12 horas após a consolidação. O primeiro modelo em escala natural para aplicação do CCR foi efetuado em 1970, na Barragem de Tims Ford Tennessee Valley Authority. Em 1974 o Ministério das Construções do Japão, através do Committee on Rationalizes Construction of Concrete Dams, iniciou um programa de pesquisas com o objetivo de reduzir prazos e custos de construção de barragens de concreto. Em 1981, noticiou-se nos Proceeding of the International – Conference of Construction Industry Research and Information Association – Londres que a Barragem de Shimajigawa e parte da Barragem de Ohkawa, no Japão, estavam sendo construídas com “Concreto Rolado”, ver Figura 2.3 (ANDRILO, 1993).

A experiência com CCR nos Estados Unidos foi semelhante. Em 1982, foi feita a construção da primeira estrutura no mundo, a barragem de Willow Creek, totalmente em CCR. Um ano depois de abertos os trabalhos de licitação a barragem já estava funcionando (MEHTA e MONTEIRO, 1994).

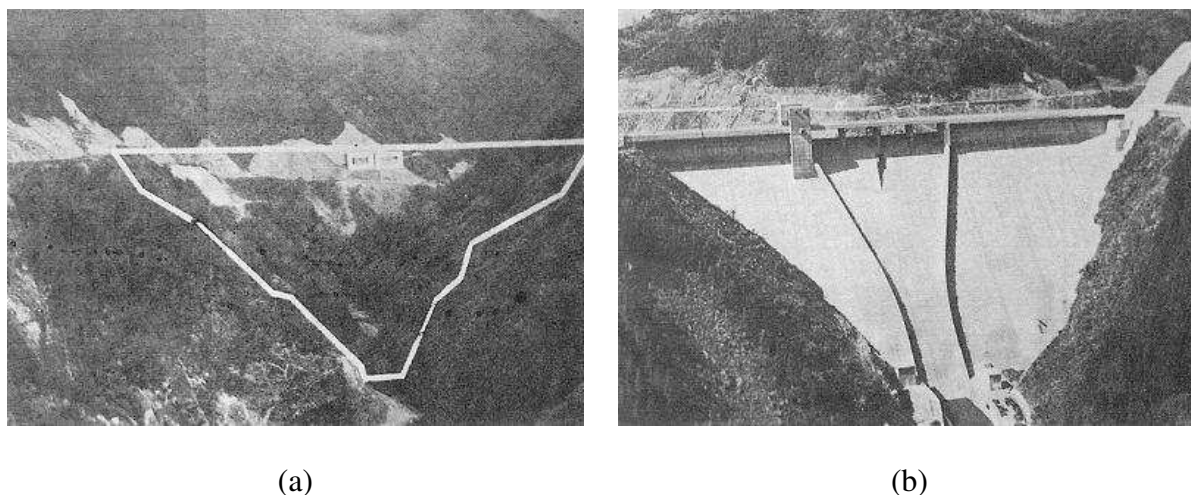


Figura 2.3 – Barragem em CCR - SHIMAJIGAWA: (a) Vista do local de construção da barragem; (b) Vista da barragem concluída (ANDRIOLO, 1993)

As primeiras obras em CCR realizadas no Brasil foram a derivação do Rio Jordão e, Conforme ABCP (205) , a barragem de Saco de Nova Olinda, localizada no Rio Gravata, Nova Olinda / PB, construída em 1986.

No Estado do Paraná a primeira barragem em CCR foi a de Salto Caxias, de propriedade da COPEL, situada no Rio Iguaçu, no município de Capitão Leônidas Marques, a 600km de Curitiba tendo início das obras em 1996 e operação em 1999. Sua altura é de 67m com 1083m de comprimento, foi confeccionada em CCR, aplicado basicamente na edificação do corpo da barragem. Nas áreas onde havia contato e atrito com a água, foram revestidas com CCV, que foi empregado também na construção da casa de força. A barragem de Salto Caxias, com 912.000 m³ de CCR é a maior da América do Sul e a 8ª barragem de CCR em volume no mundo (ver foto aérea da barragem na Figura 2.2(b)).

2.1.2.2 Novas tecnologias no CCR

Atualmente novas técnicas de projeto, execução e reparos de estruturas de CCR estão sendo desenvolvidas e já executadas. FORBES (2005) descreve em seu artigo algumas inovações tecnológicas das quais se destaca o CCR rampado. Ao contrário do CCR convencional, que é

lançado em camadas da ordem de 0,30m, esta nova metodologia permite espessuras de camadas mais elevadas, com subcamadas inclinadas.

A usina UHE Lajeado (1998-2001), foi construída utilizando esta nova técnica. Nesta construção foram utilizadas camadas de CCR executadas em rampa, com altura variável entre 1,80 a 3,00m, com subcamadas de 0,30 a 0,35m de altura tendo uma declividade em torno de 7% a 10%, resultando em uma superfície de exposição reduzida, possibilitando assim a cobertura completa da frente de concretagem em, no máximo, quatro horas, tornando desnecessária a aplicação da argamassa de ligação entre elas. Essa argamassa só foi necessária no trecho da camada rampada em contato com a camada anterior de 2 m. Com o avanço das subcamadas rampadas, a altura total das fôrmas foi rapidamente atingida, possibilitando seu alteamento mais rápido, com empilhadeira ou guindaste (BATISTA et. al, 2006). Veja a Figura 2.4 que mostra a esquemática do processo.

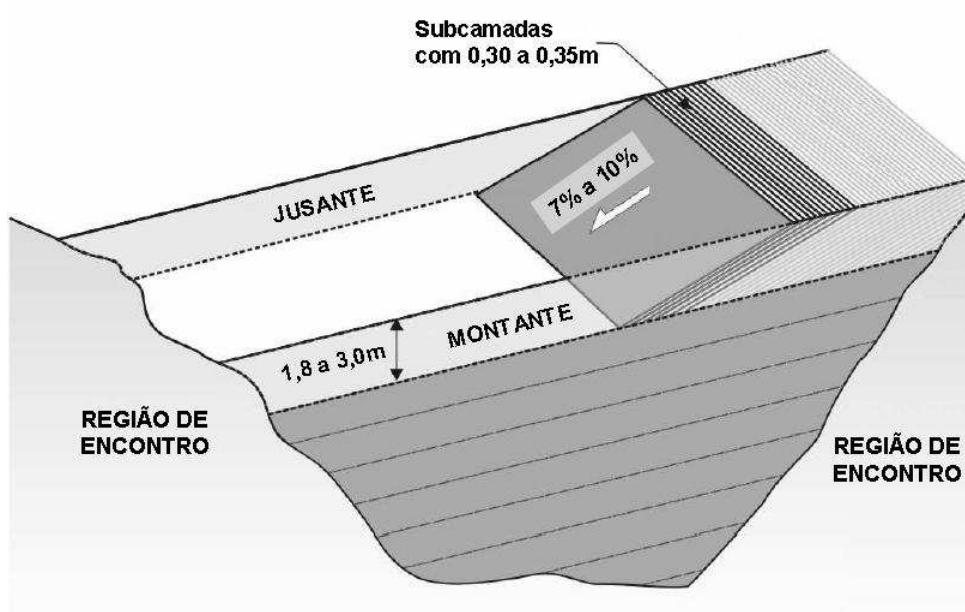


Figura 2.4 – CCR executado em rampa, esquema UHE Lajeado, adaptado de FORBES (2005)

2.2 EFEITOS TÉRMICOS DO CONCRETO MASSA

Estruturas de concreto massa, de grandes dimensões e com grande volume de concreto, se diferenciam de estruturas de concreto estrutural em função de seu comportamento térmico. A quantidade de calor gerado pela hidratação e sua dissipação tornam tais estruturas sujeitas a variações de volume que, quando restritas, provocam tensões que podem levar a fissuração do material (ACI Committe 207, 1970).

2.2.1 Fatores que influenciam as evoluções das temperaturas e tensões em maciços de concreto

Para solucionar problemas decorrentes da geração de calor, pela reação de hidratação do cimento, deve-se conhecer todos os fatores que podem influenciar o estudo térmico de grandes maciços de concreto, que são eles:

- Cimento (tipo, quantidade, relação água/cimento e dosagem);
- Tipos de agregados (difusibilidade e condutividade térmica, calor específico e densidade);
- Módulo de elasticidade, coeficiente de dilatação térmica e coeficiente de Poisson;
- Dissipação do calor através das superfícies (forma, materiais isolantes, junta fria e água de cura);
- Dimensões de projeto (subdivisão de blocos e camadas de lançamento);
- Evolução do processo construtivo (altura da camada e intervalo de lançamento);
- Temperatura ambiente;

2.3 DEFORMAÇÕES NO CONCRETO

O comportamento mecânico do concreto, como o de qualquer outro material, é medido a partir de uma curva denominada Tensão-Deformação, onde nela é apresentado o comportamento das tensões em função da variação das deformações conforme Figura 2.5.

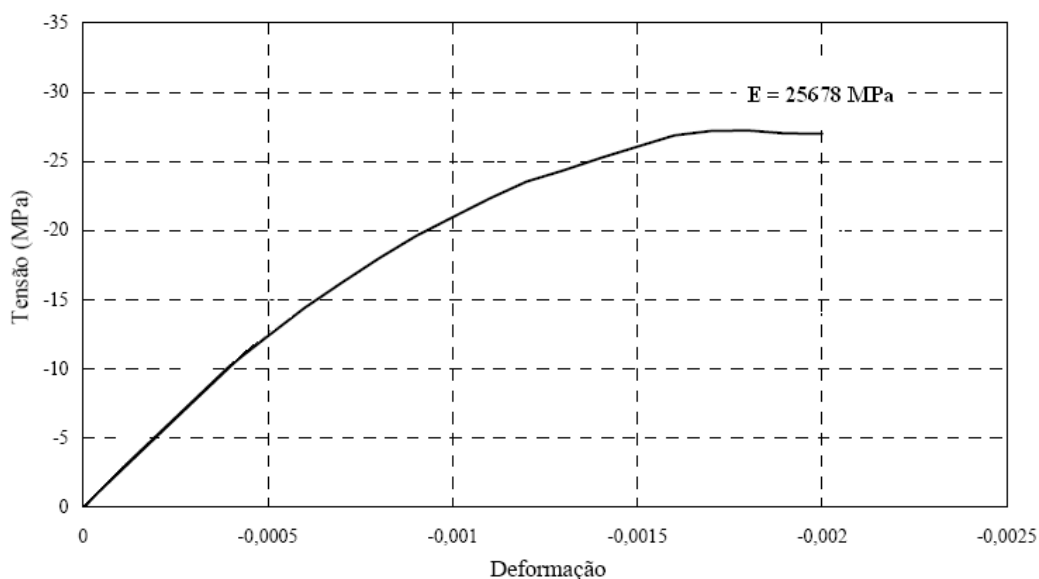


Figura 2.5 – Curvas tensão-deformação de um concreto com módulo de elasticidade $E=25678 \text{ MPa}$. Adaptado de DEBS (2000).

A princípio, devido à aplicação de um carregamento, ocorre uma deformação imediata, que é totalmente dependente da intensidade da tensão aplicada. Esta deformação se dá em regime elástico, proveniente de uma relação entre tensão e deformação definida pela Lei de Hooke. Contudo, o concreto não é um material verdadeiramente elástico e nem suas deformações são uniformes ao longo da peça, podendo assim haver uma variação de tensão de ponto a ponto (SAMPAIO, 2004).

NEVILLE (1997) classifica três tipos principais de deformações ao longo do tempo: deformação elástica instantânea ou imediata, deformação elástica retardada e deformação lenta ou por fluência, detalhadas a seguir.

A deformação elástica instantânea, ou imediata, é aquela que ocorre simultaneamente ou imediatamente após a introdução de um carregamento. Neste caso, é considerado que exista uma total reversibilidade da deformação, porém, isso só será válido se a aplicação de carga e descarga for feita em um curto intervalo de tempo, e se o nível das tensões for pequeno, não gerando deformações permanentes.

A deformação elástica retardada ou parcial é caracterizada pela reversibilidade parcial da deformação originada do aumento no módulo de elasticidade do material quando aplicado, em um intervalo de tempo, um ciclo de carga e descarga. Essa deformação ocorre com uma velocidade muito menor do que a da deformação elástica instantânea. No entanto, existe ainda uma outra parcela de deformação que se desenvolve com o tempo e que se processa muito mais lentamente. A chamada deformação lenta ou por fluência (SAMPAIO, 2004), que será definida no item 2.3.3 a seguir.

2.3.1 Deformação elástica

Entende-se por deformação elástica toda deformação instantânea, reversível, e que cause variação de volume, veja 2.3.1 abaixo a seguir.

$$\begin{aligned}
 \varepsilon_1 &= -\frac{\sigma_1}{E} + \nu \frac{\sigma_2}{E} + \nu \frac{\sigma_3}{E} \\
 \varepsilon_2 &= \nu \frac{\sigma_1}{E} - \frac{\sigma_2}{E} + \nu \frac{\sigma_3}{E} \\
 \varepsilon_3 &= \nu \frac{\sigma_1}{E} + \nu \frac{\sigma_2}{E} - \frac{\sigma_3}{E} \\
 \varepsilon &= \varepsilon_1 + \varepsilon_2 + \varepsilon_3 = -\frac{1}{E}(1-2\nu)(\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3)
 \end{aligned}
 \tag{2.3.1}$$

Ela ocorre pela deformação dos átomos em resposta ao esforço aplicado. Quando é retirada a carga, os átomos retornam à sua posição de repouso. É importante ressaltar que toda deformação elástica é linear, isto é, a deformação é proporcional à tensão aplicada. Para o

concreto é salientado que, após o descarregamento em estruturas usuais, parte desta deformação permanece, ou seja, não ocorrerá uma total reversibilidade da mesma.

É importante frisar que a deformação elástica ocorre simultaneamente ou imediatamente após a aplicação da carga e depende fundamentalmente da intensidade da mesma (SAMPAIO, 2004).

2.3.2 Deformação plástica

Conforme NEVILLE (1997), uma deformação plástica nunca é recuperável, pode ser dependente do tempo e não existe proporcionalidade entre deformação plástica e tensão aplicada, ou entre tensão e velocidade de deformação.

A deformação plástica é considerada instantânea, irreversível e sem variação de volume do material. Após o material apresentar deformação inicial ou instantânea, acima de um determinado valor de carregamento, começam a ocorrer escorregamentos relativos dos átomos e das moléculas do material. Estes escorregamentos dão origem à deformação plástica (SAMPAIO, 2004).

2.3.3 Deformação por fluência

Conforme NEVILLE (1997), a fluência pode ser definida como o aumento da deformação sob tensão mantida e, como esse aumento pode ser várias vezes maior do que a deformação no momento do carregamento, a fluência deve ter considerável importância nas estruturas.

De fato, com o carregamento de um corpo de concreto, verifica-se uma deformação imediata ou instantânea que, com o passar do tempo, tende a aumentar assintoticamente para um valor final alcançado, na prática, após dois ou três anos (RÜSCH, 1981).

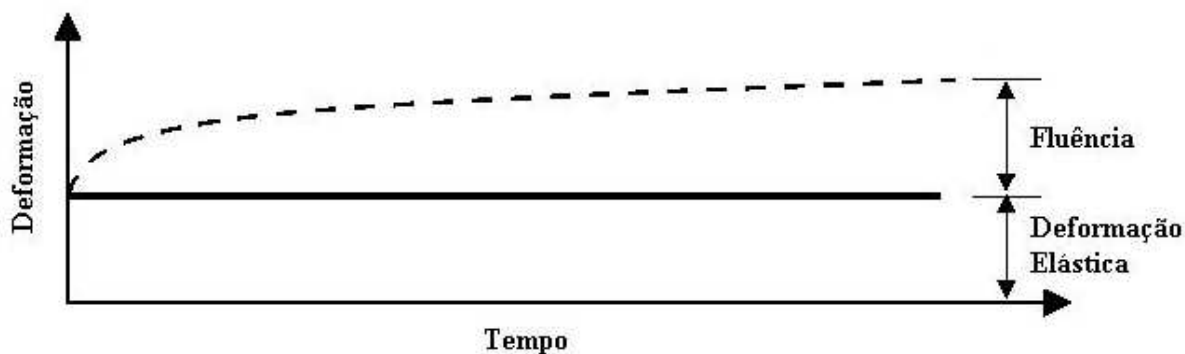


Figura 2.6 – Fluência básica. Adaptado de MEHTA e MONTEIRO (1994).

O assunto sobre fluência e viscoelasticidade terá maior abrangência nos itens 2.4 e 3.2.

2.3.4 Deformações totais no concreto conforme ABNT-NBR6118 (2003)

A deformação total no concreto, segundo a norma brasileira ABNT-NBR6118 (2003), é definida da seguinte forma:

$$\varepsilon_t(t) = \varepsilon_c(t_0) + \varepsilon_{cc}(t) + \varepsilon_{cs}(t) \quad (2.3.2)$$

A deformação imediata ou elástica, $\varepsilon_c(t_0)$, é aquela observada por ocasião da aplicação do carregamento. A deformação por fluência, $\varepsilon_{cc}(t)$, é uma deformação diferida, causada por uma força aplicada. A deformação por retração, $\varepsilon_{cs}(t)$, é caracterizada por um fenômeno de contração do volume de concreto, que ocorre mesmo na ausência de tensões mecânicas e de variações de temperatura.

Devido ao calor de hidratação, originado da reação química da pasta de cimento, alguns autores, dentre eles GIESECKE et. al (2005) e MEHTA e MONTEIRO (1994), adicionam à expressão 2.3.2 uma parcela relacionada à temperatura, definida aqui como $\varepsilon_T(t)$.

Entende-se também que a parcela de temperatura ocorre independentemente do calor de hidratação do concreto. Assim, a expressão resultante para a deformação total no concreto seria:

$$\varepsilon_t(t) = \varepsilon_c(t_0) + \varepsilon_{cc}(t) + \varepsilon_{cs}(t) + \varepsilon_T(t) \quad (2.3.3)$$

Conforme GIESECKE et. al (2005) e MEHTA e MONTEIRO (1994) pode-se dividir a equação 2.3.3 em duas parcelas, da seguinte forma:

$$\Phi(t) = \varepsilon_c(t_0) + \varepsilon_{cc}(t) \quad (2.3.3)$$

$$\Psi(t) = \varepsilon_{cs}(t) + \varepsilon_{cT}(t) \quad (2.3.4)$$

Onde $\Phi(t)$ é o somatório das parcelas de deformações dependentes diretamente da aplicação de uma carga no tempo e, $\Psi(t)$, a soma das parcelas de deformações que independem da aplicação desta carga.

2.4 FLUÊNCIA NO CONCRETO

A fluência é uma ação permanente indireta que cresce ao longo do tempo, devido a um certo nível de tensão, tendendo a um valor limite final constante.

No concreto, a fluência é um fenômeno próprio do material. Quando o concreto está sujeito a certa tensão constante no tempo, essa tensão provoca transferência da água. O resultado é um aumento gradual de deformação ao longo do tempo.

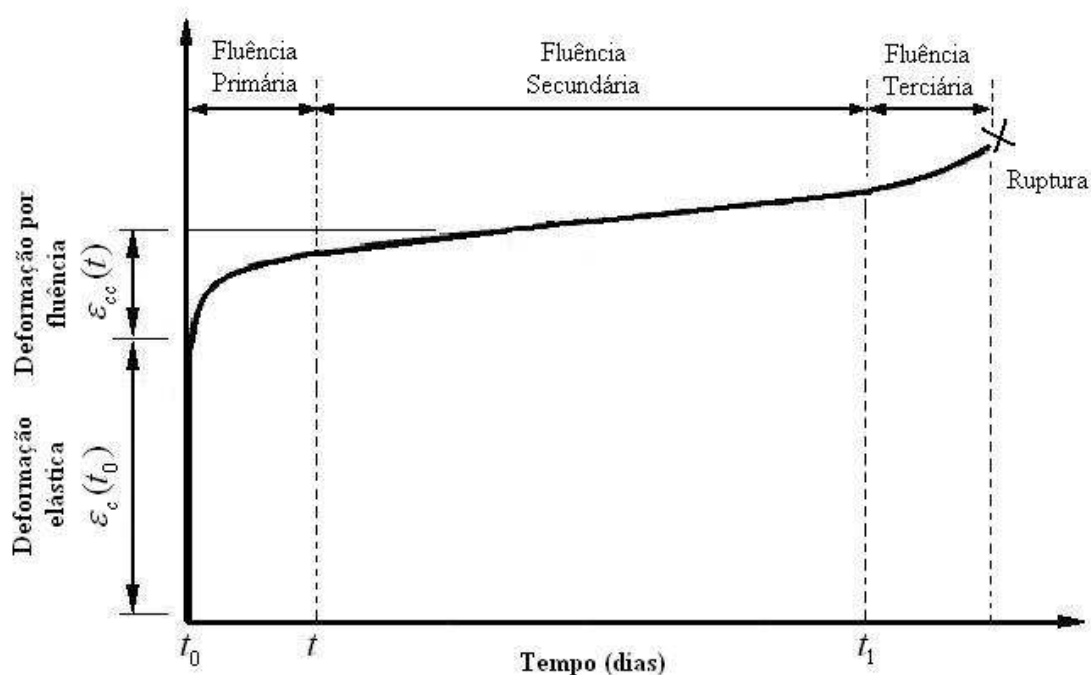


Figura 2.7 – Curva típica da deformação por fluência. Adaptado de MARCZAK (2004).

Quanto maior a tensão, maior a deformação para um certo tempo, mas note-se que, para materiais policristalinos (metais, rochas, gelo, concreto, etc.), a deformação por fluência não é linearmente dependente da tensão. Já os materiais amorfos (polímeros, vidro, etc.) preservam a linearidade entre tensão e deformação para um dado tempo.

A Figura 2.7 mostra detalhes de uma curva típica de fluência, obtida com um ensaio de tensão constante e, pode-se observar a presença de três regiões típicas:

- *Região de fluência primária* – Esta é a região onde a taxa de deformação decresce continuamente. Se o interesse da análise é o que ocorre em longos períodos de tempo, a uma tensão constante, a deformação acumulada na região de fluência primária pode ser pequena em comparação com o total acumulado nos intervalos subseqüentes. No entanto, a fluência primária torna-se importante quando a duração do carregamento é curta. Além disso, os mecanismos ativados durante a fluência primária em um teste de tensão constante permanecem ativos durante todo o histórico de carregamento.
- *Região de fluência secundária* – Nesta região a taxa de deformação permanece essencialmente constante, e representa o intervalo dominante de uma curva de fluência. Entretanto, para alguns materiais sob tensão e temperatura altas, este intervalo pode ser mínimo e a fluência primária passaria praticamente para a fluência terciária.
- *Região de fluência terciária* – Neste caso, a taxa de deformação cresce até a ruptura. Os dados deste intervalo devem ser empregados com cuidado, já que a tensão cresce abruptamente em função do efeito de Poisson (FINDLEY et. al 1976).

SANTOS (2004) destaca a importância de que a fluência, para concretos massa, tem uma atividade benéfica, visto que ela ameniza as tensões de origem térmica impostas pelos gradientes de temperatura internos à estrutura.

Em uma análise físico-química, as variações volumétricas do concreto ocorrem mesmo quando ele está em seu estado fresco ou após o seu endurecimento, sendo o volume de concreto endurecido menor que o volume de concreto fresco, isso ocorre devido à perda de água e ar incorporados. Pode-se dizer que o concreto tem uma composição sólida, tendo em seu interior poros capilares preenchidos em parte por água e ar.

A parcela de água excedente da mistura, e não empregada na reação química do concreto, permanece envolvida na massa do concreto surgindo uma rede de poros capilares muito finos. Logo após o endurecimento, estes poros estarão saturados e posteriormente, quando a cura se finalizar, parte do excesso da água irá se evaporar, surgindo então os fenômenos capilares, responsáveis por determinadas deformações do concreto. Pode-se entender que a fluência possui um comportamento interno similar a estes fenômenos capilares.

O aumento da deformação enquanto a atuação da carga, ou parte dela, é devida à fluência do concreto, mas a dependência entre a deformação instantânea e a velocidade de carregamento torna difícil o estabelecimento do limite entre deformações elásticas e deformações por fluência.

A curva de fluência para o concreto, sujeito a um ensaio de compressão uniaxial constante durante 90 dias e, após, descarregado é mostrada na Figura 2.8. Esta primeira parte da curva, compreendida até o tempo de 90 dias, faz parte da região de fluência primária e da fluência secundária, definida na Figura 2.7. Quando a amostra é descarregada, a sua recuperação instantânea ou elástica é aproximadamente da mesma ordem da deformação elástica quando da primeira aplicação da carga. A recuperação instantânea é seguida por uma redução gradual da deformação chamada “recuperação da fluência”. A reversão da deformação por fluência não é total e este fenômeno é definido pelos termos “fluência reversível” e “fluência irreversível”. Uma parte da fluência reversível pode ser atribuída à deformação elástica retardada do agregado, que é totalmente reversível (MEHTA e MONTEIRO, 1994).

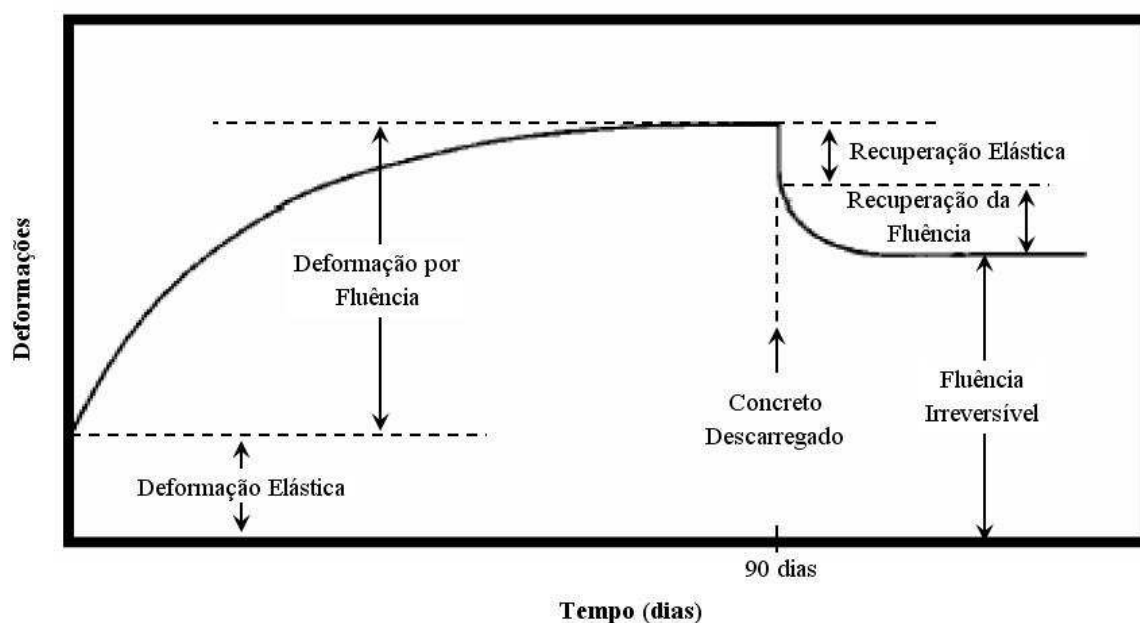


Figura 2.8 – Descrição esquemática da deformação por fluência e da recuperação da fluência no concreto. Adaptado de SOROKA, 1993 e MEHTA e MONTEIRO, 1994.

Como o módulo de elasticidade do concreto aumenta com a idade, a deformação elástica decresce progressivamente e, a rigor, a fluência deveria ser tomada como a deformação que excede a deformação elástica no momento em que a fluência está sendo determinada (NEVILLE, 1997). Assim, analisando novamente a Figura 2.8 pode-se dizer que, supondo um novo carregamento realizado após os 100 dias, tem-se como resultado uma nova deformação elástica, porém, em grandeza menor que a inicial uma vez que as propriedades do material, principalmente o módulo de elasticidade, se alteram com o tempo.

Se a carga é mantida constante, a deformação por fluência aumenta, em uma taxa menor, e pode alcançar, em certos materiais, valores na ordem de duas ou três vezes maiores que a deformação elástica (SOROKA, 1994). Conforme BAZANT (2001), estes índices podem estar, após muitos anos, na ordem de duas até seis vezes maiores que a deformação elástica.

A união das deformações elástica e por fluência caracteriza o comportamento viscoelástico e será mais detalhado no item 3.2.

2.4.1 Fatores que influenciam na deformação por fluência

Algumas características da deformação por fluência se derivam das propriedades internas e inerentes dos materiais, outras das condições externas. A fluência é função de vários fatores que se interagem simultaneamente. Como cada um destes fatores são de extrema complexidade, esta interação é de difícil entendimento.

A seguir serão descritos os fatores externos que afetam a fluência.

2.4.1.1 Umidade do ar e retração por secagem

A umidade relativa do ar é um dos fatores externos que mais influenciam nas deformações por fluência. Quanto menor a umidade relativa do ar maior será a sua deformação por fluência.

Em resumo, o concreto sofre deformação por fluência no ar seco (30% da umidade relativa do ar) mais intensamente do que em ar úmido (70% ou 80% da umidade relativa do ar), pois em ambiente seco ocorrerá maior evaporação de água da estrutura capilar durante o endurecimento (EQUIPE DE FURNAS, 1997).

A influência da umidade relativa é muito menor, ou nenhuma, no caso de elementos que tenham atingido o equilíbrio higroscópico com o meio antes da aplicação da carga (SAMPAIO, 2004).

Deve-se esperar que a fluência aumente com a intensidade de condições de secagem (fenômeno de retração), isto é, com a diminuição da umidade do ar, e o aumento da temperatura e da velocidade do vento.

O efeito da retração por secagem na fluência é demonstrado na Figura 2.9, e é claramente evidente que uma secagem mais intensiva (isto é, com umidade relativa ambiental mais baixa) traz uma fluência maior.

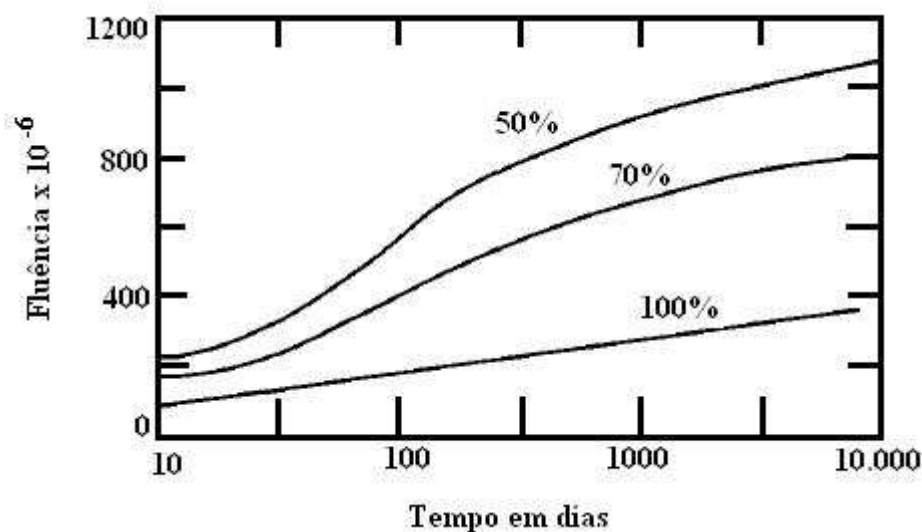


Figura 2.9 – Efeito de secagem na fluência em diferentes umidades relativas.

2.4.1.2 Resistência do concreto

No momento de aplicação da carga, quanto menor a resistência do concreto, maior será a fluência final. Os fatores que afetam esta relação são a idade, o tipo e a quantidade de agregado.

2.4.1.3 Idade do concreto

À medida que o concreto vai envelhecendo a resistência e o seu módulo de elasticidade aumentam afetando diretamente na taxa de deformação por fluência. Quanto maior for a idade do concreto menor será a sua deformação por fluência. Deve se ter um cuidado no carregamento do concreto em idade jovem, pois, as taxas de deformação podem atingir até o dobro do valor correspondente a um concreto carregado em idade mais avançada.

2.4.1.4 Temperatura ambiente

A fluência praticamente interrompe se as temperaturas do meio ambiente são menores que 5°C e aumentam consideravelmente quando estas temperaturas estão acima de 20°C .

Se o concreto é exposto a uma elevada temperatura durante o processo de cura e antes de ser carregado, sua resistência aumentará e, conseqüentemente, a deformação por fluência será menor do que a de um concreto mantido a uma temperatura menor (NEVILLE, 1997).

Em resumo, quanto maior for a temperatura durante o carregamento, maior será a deformação por fluência no concreto.

A Figura 2.10 mostra esta relação entre a temperatura ambiente e a fluência.

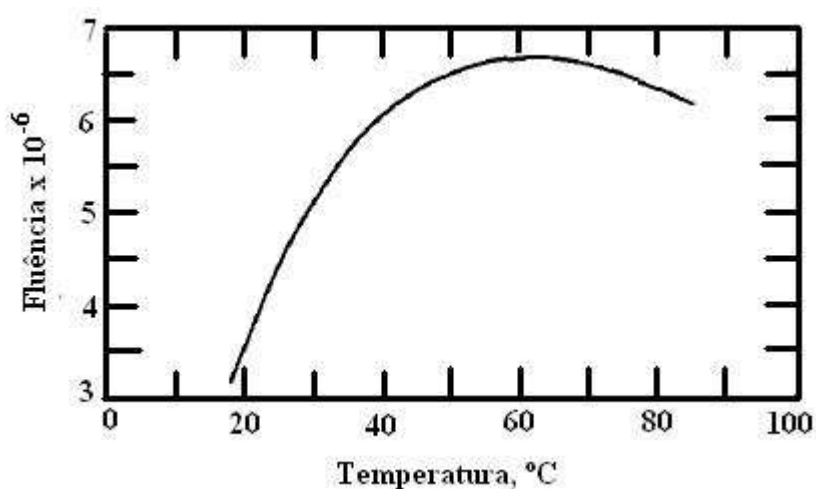


Figura 2.10 – Efeito da temperatura ambiente em relação à fluência.

2.4.1.5 Tipo do cimento, relação água/cimento e agregados

A escolha do tipo de cimento influencia diretamente na resistência do concreto e conseqüentemente na deformação por fluência. Qualquer comparação de fluência de concretos preparados com cimentos diferentes deve-se levar em conta o efeito do tipo de cimento sobre a resistência nas primeiras idades do concreto. Quando submetidos à secagem, os cimentos de alto-forno apresentam uma fluência maior do que os outros tipos de cimentos Portland, mas a diferença pode desaparecer quando o carregamento é feito a idades mais avançadas. Maiores consumos de cimento e de água aumentam a deformação por fluência. Para produzir um concreto que apresente pequena deformação por fluência, deve-se, por exemplo, manter baixa a relação a/c (EQUIPE DE FURNAS, 1997).

A granulometria, dimensão máxima, forma e textura do agregado também são fatores bastante significativos para a fluência no concreto que geralmente é caracterizada pela influência direta do módulo de deformação do agregado (MEHTA e MONTEIRO, 1994).

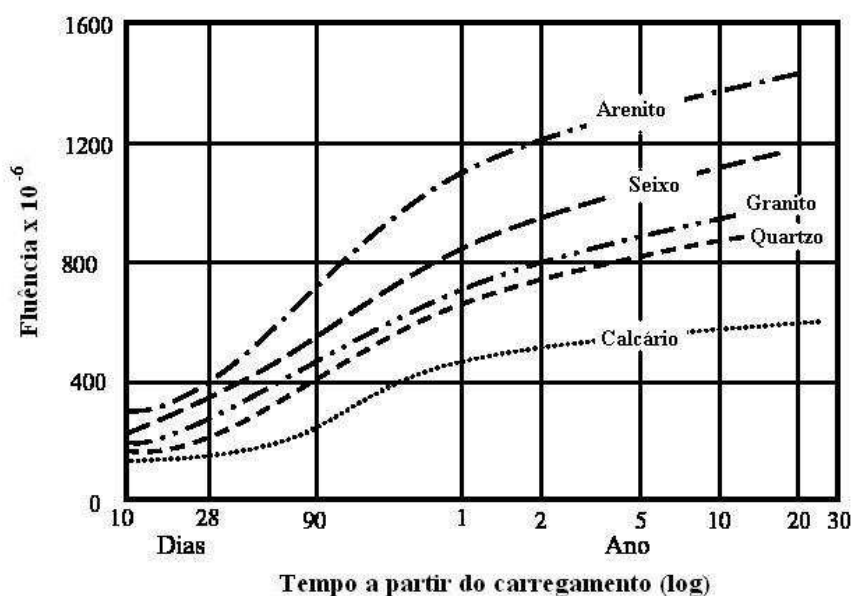


Figura 2.11 – Fluência de concretos com diversos agregados. (NEVILLE, 1997)

A Figura 2.11 mostra a relação entre a fluência e os tipos de agregados. A fluência diminui com o aumento do diâmetro máximo do agregado e pode variar com a forma do mesmo, e será maior para concretos com agregados britados. A fluência do concreto aumenta 2,5 vezes quando um agregado, com alto módulo de elasticidade, é substituído por um agregado com baixo módulo de elasticidade (EQUIPE DE FURNAS, 1997).

2.4.2 Outros fatores

A intensidade da carga, os aditivos e as dimensões da peça são outros fatores que influenciam nas deformações por fluência. Quanto maior for a intensidade da carga, maior será a deformação por fluência.

Os aditivos redutores de água e aceleradores de pega resultam no aumento da fluência em alguns casos e em outros não, por isso, devem ser analisados cuidadosamente.

A espessura da peça tem grande influência na deformação lenta. Peças mais espessas apresentam menores valores de fluência em comparação com as delgadas, pelo fato de que a secagem no interior é mais demorada.

2.5 PROPRIEDADES FÍSICAS E MECÂNICAS DO CONCRETO

A resistência à tração e o módulo de elasticidade do concreto são propriedades mecânicas importantes para o projeto de estruturas de concreto (GOMES et. al, 1996). Tais propriedades estão relacionadas com a deformação do concreto e são decisivas para determinar o nível de tensões na estrutura e avaliar o risco de fissuração durante o período de resfriamento (SANTOS, 2004).

As propriedades físicas e mecânicas do concreto dependem das características e percentagens dos seus componentes e da interação entre eles. Na falta de determinação experimental de seus valores, a resistência à tração e o módulo de elasticidade do concreto são avaliados usando-se fórmulas empíricas simplificadas que relacionam estas propriedades com a resistência à compressão (GOMES, 1996).

Para o concreto massa, a resistência aos esforços mecânicos é obtida através de correlações com a resistência à compressão de corpos de prova de concreto (EQUIPE DE FURNAS, 1997).

A hipótese de se desconsiderar a resistência à tração do concreto é extremamente conservadora e conceitualmente incorreta. Ensaio específicos para determinação da resistência à tração têm importância fundamental para as análises estruturais (PAULON et. al, 2004).

O CCR tem as mesmas tendências das propriedades significativas do CCV. O valor obtido para as diversas propriedades mecânicas tem mostrado grande semelhança para os dois tipos de concreto (ANDRIOLO, 1989).

Serão descritas a seguir as principais propriedades mecânicas que afetam o concreto, que são: resistência à compressão; resistência à tração; módulo de elasticidade e o coeficiente de Poisson.

2.5.1 Resistência à compressão

A resistência à compressão simples é a característica mais importante de um concreto. É determinada em corpos de prova padronizados para possibilitar que resultados de diferentes concretos possam ser comparados.

Por ser uma característica muito importante, a resistência à compressão é a propriedade mecânica geralmente usada em projetos estruturais mas, para algumas finalidades, se tem maior interesse na resistência à tração; exemplos desse caso são os projetos de placas de rodovias e de aeroportos, resistência ao cisalhamento e resistência à fissuração. (NEVILLE, 1997).

A resistência à compressão depende de um grande número de fatores, sendo os mais importantes, em termos práticos: o tipo e processo de fabricação do cimento, a relação a/c, a consistência do concreto fresco, os agregados (tipo, tamanho, quantidade e qualidade), as adições químicas e minerais que porventura possam ser adicionadas ao concreto e condições de cura (SANTOS, 2004).

A fim de fazer uma apreciação rápida do complexo emaranhado de fatores que podem influenciar a resistência do concreto, é apresentada a Figura 2.12 como sumário (MEHTA e MONTEIRO, 1994).

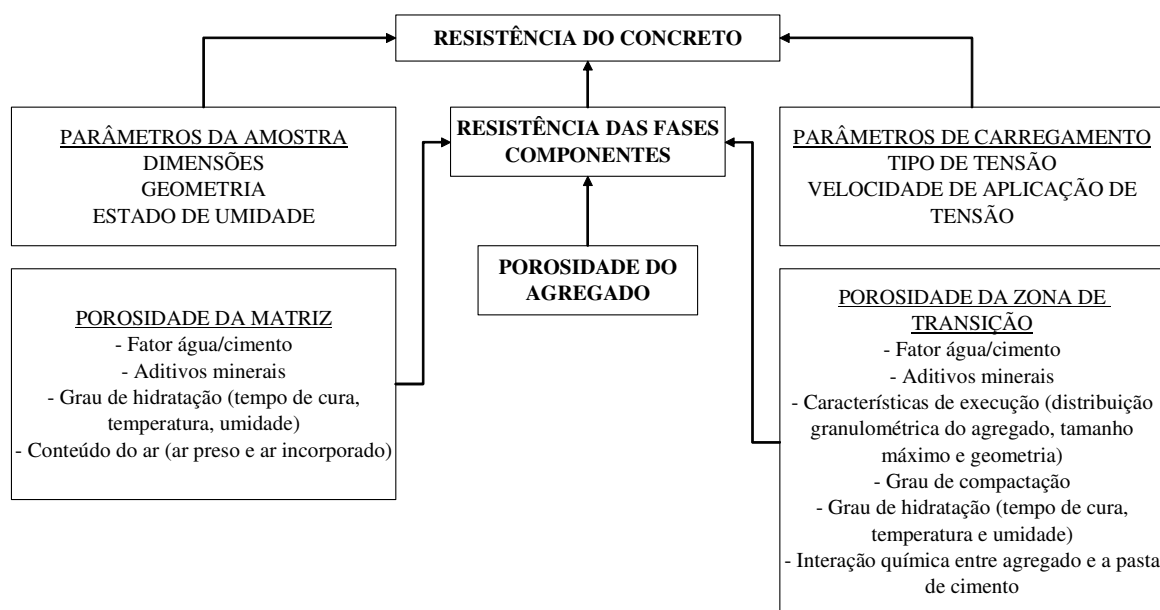


Figura 2.12 – Interação dos fatores que influenciam a resistência do concreto (MEHTA e MONTEIRO, 1994).

Através da Figura 2.12 pode-se perceber que, para uma estrutura de CCR, o grau de compactação, relação água/cimento, grau de hidratação e características de execução são fatores importantes que podem interferir na resistência a compressão.

No caso específico de estruturas de concreto massa, não é usual se pensar em elevados valores de resistência à compressão, pois, estas estruturas são projetadas para que as parcelas mais significativas dos esforços decorrentes do carregamento externo, sejam absorvidas em função do peso próprio e da concepção geométrica do bloco em questão, sendo a resistência do concreto um aspecto complementar (PEREIRA, 2001).

Em barragens de gravidade, projetadas adequadamente contra tombamento e deslizamento, a máxima tensão de compressão (em MPa) é bastante baixa, sendo normalmente de 0,025 a 0,03 vezes a altura da barragem em metros. Então uma barragem com 100m de altura deveria ter uma tensão máxima de cerca de 3 MPa. Em barragens de gravidade recomenda-se que a resistência do concreto seja quatro vezes a tensão máxima, um ano após a construção (MEHTA e MONTEIRO, 1994).

Para engenheiros de estruturas, a avaliação da resistência à compressão com o tempo é de grande interesse. O ACI-209 (1992) recomenda a seguinte relação para o concreto, submetido à cura úmida e fabricado com cimento Portland comum.

$$f_{cm}(t) = f_{c28} \left[\frac{t}{4 + 0,85t} \right] \quad (2.5.1)$$

Para corpos de prova de concreto curados a 20°C, o Código Modelo do CEB-FIP de 1991 sugere a seguinte equação:

$$f_{cm}(t) = e^{s \left\{ 1 - \left(\frac{5,3}{t^{0,5}} \right) \right\}} f_{c28} \quad (2.5.2)$$

onde: $f_{cm}(t)$ - resistência à compressão média a t dias

f_{c28} - resistência a compressão média a 28 dias de idade

s - coeficiente que depende do tipo de cimento, $s = 0,20$ (endurecimento rápido),

$s = 0,25$ (endurecimento normal) e $s = 0,38$ (endurecimento lento)

A Figura 2.13 a seguir mostra a evolução da resistência à compressão para os modelos das equações 2.5.1 e 2.5.2.

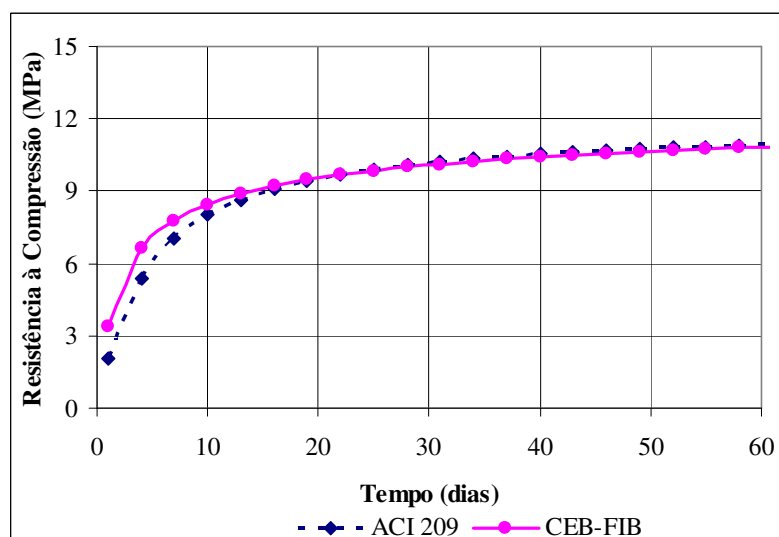


Figura 2.13 – Evolução da resistência à compressão para os modelos ACI 209 e CEB-FIB

Para o CCR a resistência à compressão é afetada principalmente pela relação água/aglomerante e pela energia de compactação (ANDRIOLO, 1989). Por se tratar de uma mistura pobre, pode-se concluir que a resistência à compressão do CCR está concentrada nos agregados que formam o concreto (CARVALHO, 2002).

2.5.2 Resistência à tração

Os parâmetros que influenciam a resistência à tração dos concretos são os mesmos que influenciam a resistência à compressão, sendo que há evidências de que a resistência à tração do concreto é mais afetada pelas condições de cura do que a resistência à compressão (GOMES et. al, 1996).

Da discussão sobre a natureza da resistência do concreto, pode-se esperar que ambas as resistências, compressão e tração, estejam estreitamente relacionadas. Isso é, na verdade, o que ocorre, mas, não existe uma proporcionalidade direta, pois a relação entre as duas resistências depende do nível de resistência do concreto. Em outras palavras, quando se aumenta a resistência à compressão, f_c , aumenta-se também a resistência à tração, f_t , mas em uma razão decrescente (NEVILLE, 1997).

Existem três tipos de ensaio para a determinação da resistência à tração do concreto: um fornece a resistência à tração direta f_{ct} , outro a resistência à tração indireta $f_{ct,sp}$ (ensaio de compressão diametral, normalizado conforme NBR 7222) e o terceiro a resistência á tração na flexão $f_{ct,f}$ (normalizado conforme NBR 12142). Destes ensaios, os dois últimos, por serem de mais fácil execução, são os normalmente realizados.

Em estruturas de concreto maciço, tais como barragens, é impraticável o uso de barras de aço. Portanto, uma estimativa confiável da resistência à tração para critérios de projeto é necessária (MEHTA e MONTEIRO, 1994).

Vários estudos indicam que a relação f_t / f_c diminui com o aumento da resistência à compressão do concreto, variando de cerca de 5% a 11%. Foi verificado também que parâmetros tais como idade de ensaio, variação das condições de cura e tipo do cimento não influenciam de maneira significativa nesta relação (GOMES et. al, 1996).

A Tabela 2.1 mostra a resistência à tração limite de projeto para as barragens de Salto Caxias-PR e Camará-PB feitas em CCR.

TABELA 2.1 – RELAÇÃO ENTRE RESISTÊNCIA À TRAÇÃO E A COMPRESSÃO CARACTERÍSTICA

Barragem	f_{ck}	f_t	f_t / f_{ck} (%)
Salto Caxias	10,2 MPa	0,8 MPa	7,84%
Camará	7,0 MPa	0,35 MPa	5,00%

Na sequência serão colocadas expressões, utilizadas para o concreto massa, que relacionam a tensão de tração, f_t e de compressão f_c .

- *RAPHAEL (1984)*: O autor sugere quatro equações que relacionam f_t / f_c que são:

$$f_t^{(1)} = 1,7(f_c / 12)^{2/3} \quad (2.5.3)$$

$$f_t^{(2)} = 2,3(f_c / 12)^{2/3} \quad (2.5.4)$$

$$f_t^{(3)} = 2,6(f_c / 12)^{2/3} \quad (2.5.5)$$

$$f_t^{(4)} = 3,4(f_c / 12)^{2/3} \quad (2.5.6)$$

A curva da equação 2.5.3, representa a resistência à tração real sob carregamento em longo prazo ou estático. A equação 2.5.5 mostra resistência à tração real do concreto sob carregamento sísmico, e curva da equação 2.5.6 mostra a resistência à tração aparente do concreto sob carregamento sísmico, que deve ser usada em análise por elementos finitos lineares (MEHTA e MONTEIRO, 1994).

- *CEB-FIB (1991)*: Segundo a norma Européia CEB-FIB (1991), o valor característico da resistência à tração, f_{tk} , na idade de t dias pode ser estimado por:

$$f_{tk} = f_{tk0,m} \cdot \left(\frac{f_{ck}(t)}{f_{ck0}} \right)^{2/3} \quad (2.5.7)$$

com $f_{tk0,m} = 1,4 \text{ MPa}$, $f_{ck0} = 10 \text{ MPa}$ onde f_{ck} é a resistência característica à compressão do concreto definida como:

$$f_{ck}(t) = f_{cm}(t) - \Delta f \quad (2.5.8)$$

Onde $\Delta f = 8 \text{ MPa}$ e f_{cm} é a resistência média à compressão (SAMPAIO, 2004).

- *ABNT-NBR 6118 (2003)*: Para a NBR 6118 a resistência à tração direta pode ser considerada igual a $0,9 f_{ct,sp}$ ou $0,7 f_{ct,f}$ ou, na falta de ensaios para obtenção de $f_{ct,sp}$ e $f_{ct,f}$, pode ser avaliada por meio das equações seguintes:

$$f_{ctm} = 0,3 f_{ck}^{2/3} \quad (2.5.9)$$

$$f_{ctk,inf} = 0,7 f_{ctm} \quad (2.5.10)$$

$$f_{ctk,sup} = 1,3 f_{ctm} \quad (2.5.11)$$

Com f_{ctm} e f_{ck} expressos em MPa. Sendo $f_{ck} \geq 7 \text{ MPa}$, estas expressões podem também ser usadas para idades diferentes de 28 dias.

- *Barragem de Salto Caxias*: Conforme LACERDA et. al (2003), a relação entre a resistência à compressão e a resistência à tração para as propriedades do CCR usado na obra foi:

$$f_t = 0,0784 f_{ck} \quad (2.5.12)$$

- *Barragem de Camará*: Conforme BARBOSA et. al (2004), a relação entre a resistência à compressão e a resistência à tração para as propriedades do CCR usado na obra foi:

$$f_t = 0,05 f_{ck} \quad (2.5.13)$$

A Figura 2.14 mostra algumas curvas relacionando a resistência à tração com a resistência à compressão dos modelos discutidos nesta dissertação.

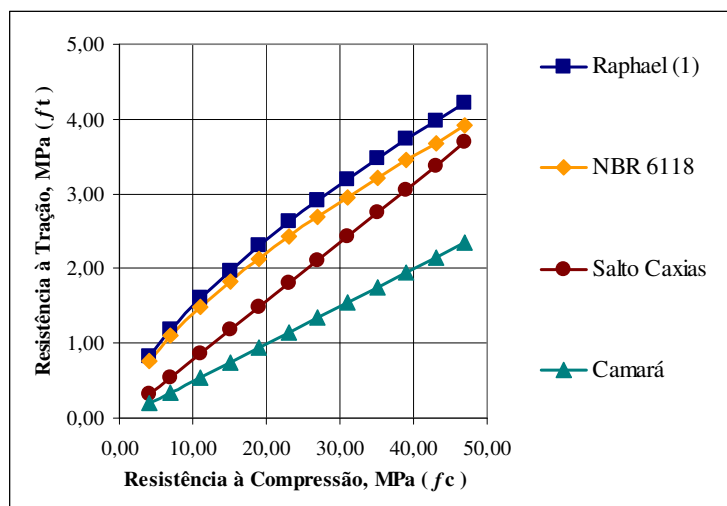


Figura 2.14 – Relação entre resistência à compressão e à tração

2.5.3 Módulo de elasticidade

O conhecimento do módulo de elasticidade, ou módulo de deformação, é fundamental na análise das deformações elásticas ou viscoelásticas das estruturas de concreto. Quando se aplica uma carga de compressão num determinado corpo-de-prova de concreto, produz-se uma deformação proporcional à tensão aplicada, dentro do limite elástico, conforme a Lei de Hooke. A relação entre o incremento de tensão e o incremento de deformação é chamada de módulo de elasticidade “ E ” (EQUIPE DE FURNAS, 1997).

Os tipos de módulos de elasticidade são:

- *Módulo de elasticidade tangente:* Corresponde à declividade da reta tangente à curva tensão x deformação, em qualquer ponto da mesma. Normalmente, o ponto de tangência está na região em que os níveis de tensões e deformações são de interesse para o projeto em questão;

- *Módulo de elasticidade inicial:* É o módulo tangente de deformação, considerando a origem do diagrama tensão x deformação;
- *Módulo de elasticidade secante:* É dado pela declividade de uma reta traçada da origem a um ponto da curva correspondendo a 40% da tensão da carga de ruptura;

A Figura 2.15 mostra esquematicamente os tipos de módulos de elasticidade.

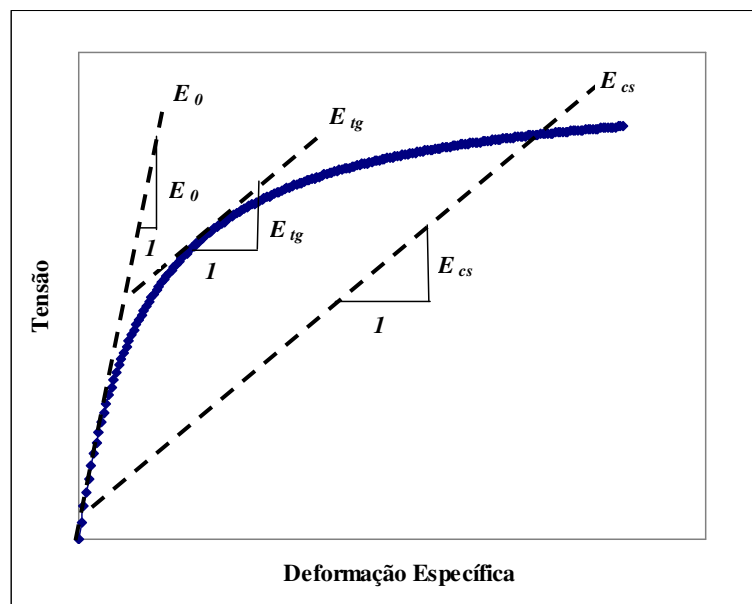


Figura 2.15 – Representação esquemática dos módulos de elasticidade: Tangente (E_{tg}), Tangente Inicial (E_0) e Secante (E_{cs}). Adaptado de EQUIPE DE FURNAS (1997).

Os valores dos módulos de elasticidade usados nos cálculos para projetos de concreto são normalmente estimados a partir de expressões empíricas que pressupõem dependência direta entre o módulo de elasticidade e a resistência e densidade do concreto (MEHTA e MONTEIRO, 1994).

Não há dúvidas que o módulo de elasticidade aumenta com a resistência do concreto, mas não existe um acordo sobre a forma exata dessa dependência. Isso não deve surpreender, pois o módulo de elasticidade do concreto depende do módulo de elasticidade do agregado e da proporção em volume do agregado no concreto. Tudo o que se pode dizer com segurança é

que o crescimento do módulo de elasticidade do concreto é progressivamente menor do que o crescimento da resistência à compressão (NEVILLE, 1997).

O módulo de elasticidade é influenciado pelos seguintes fatores: agregado; constituição da pasta de cimento; zona de transição (espaços vazios e microfissuras) e parâmetros de ensaio.

A seguir serão descritas expressões para a determinação do módulo de elasticidade do concreto conforme normas e autores:

- *Modelo* ABNT-NBR 6118 (2003): Quando não forem feitos ensaios e não existirem dados mais precisos sobre o concreto usado de 28 dias, pode-se estimar o valor do módulo de elasticidade inicial em MPa usando a expressão:

$$E = 5600(f_{ck})^{1/2} \quad (2.5.14)$$

Onde, f_{ck} é a resistência característica do concreto em MPa. Na avaliação do comportamento de um elemento estrutural ou seção transversal pode ser adotado um módulo de elasticidade único, à tração e à compressão, igual ao módulo de elasticidade secante (E_{cs}).

$$E_{cs} = 0,85E \quad (2.5.15)$$

- *Modelo* ACI-318 (1992): Em um concreto com massa específica entre 1142 kg/m³ e 2483 kg/m³, o módulo de elasticidade pode ser determinado por:

$$E = \rho^{1,5} 0,0428(f_{c28})^{1/2} \quad (2.5.16)$$

Onde, ρ é a massa específica (kg/m³) e f_{c28} é a resistência a compressão aos 28 dias.

- *Modelo* CEB-FIB (1990): Para o código CEB-FIB o módulo de deformação do concreto de peso normal pode ser estimado por:

$$E = 2,15 \times 10^4 (f_{cm}/10)^{1/3} \quad (2.5.17)$$

Onde E é o módulo de deformação do concreto aos 28 dias (MPa) e f_{cm} a resistência média à compressão aos 28 dias. Se a resistência à compressão real não for

conhecida, f_{cm} deve ser substituída por $f_{ck} + 8$, onde f_{ck} é a resistência característica à compressão.

- *Modelo BARRETT (1992)*: O modelo proposto pelo autor se refere ao CCR e tem a seguinte expressão:

$$E(\tau) = E_0(1 - e^{-\varphi\tau}) \quad (2.5.18)$$

Onde E_0 é o módulo de elasticidade final, τ , é a idade do concreto para o cálculo do módulo de elasticidade, e φ coeficiente dependente da temperatura no local.

- *Modelo GAMBALE et. al (1991)*: Neste modelo, adotado nesta dissertação, as constantes a e b são obtidas através da aproximação do ensaio pelo método dos mínimos quadrados. Assim tem-se a seguinte equação:

$$E(t) = \frac{t}{(a + bt)} \quad (2.5.19)$$

Esta expressão foi utilizada nos trabalhos das seguintes referências: SANTOS (2004), KRÜGER (2001) e KAWAMURA (2005).

2.5.4 Coeficiente de Poisson

Toda a força ou tensão provoca, ao mesmo tempo, deformação no seu sentido de aplicação e também deformação no sentido transversal. A relação entre os valores absolutos da deformação transversal e da longitudinal é o coeficiente de Poisson ν . A experiência tem demonstrado que o coeficiente de Poisson do concreto varia entre 0,11 a 0,21. A ABNT-NBR 6118 (2003) admite para o concreto um coeficiente de Poisson relativo às deformações elásticas igual a 0,20. A Figura 2.16 ilustra o fenômeno.

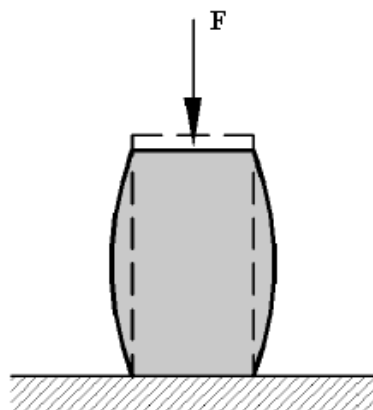


Figura 2.16 – Deformações longitudinais e transversais

Conforme EQUIPE DE FURNAS (1997), o coeficiente de Poisson normalmente varia entre 0,16 e 0,20. Observou-se para alguns concretos que o coeficiente de Poisson, entre as idades de 3 dias e 7 dias, atingiu valores mais elevados. Os valores extremos se situam entre 0,11 e 0,27.

Alguns resultados de ensaios mostram que o coeficiente de Poisson é ligeiramente mais elevado para baixas tensões do que para altas. O coeficiente de Poisson, assim como o módulo de elasticidade, varia com o tipo de agregado, o teor de pasta de cimento e a proporção relativa entre os dois.

O coeficiente de Poisson geralmente não é necessário para a maioria dos cálculos em projeto de concreto; entretanto, ele é necessário para a análise estrutural de túneis, barragens em arco e outras estruturas estaticamente indeterminadas (MEHTA e MONTEIRO, 1994).

CAPÍTULO 3

3 CONCEITOS TEÓRICOS

Este capítulo vem complementar o capítulo 2 no sentido de trazer informações mais teóricas dos problemas físicos que envolvem a modelagem numérica do concreto. Tem-se uma teoria sobre transferência de calor, viscoelasticidade, expressões matemáticas para a fluência, o estado plano de tensões e deformações, finalizando com uma pequena explanação sobre o Método dos Elementos Finitos.

3.1 TRANSFERÊNCIA DE CALOR

Entende-se por transferência de calor a transmissão de energia de uma região para outra, resultante de uma diferença de temperatura entre elas (INCROPERA e WITT, 1992).

O campo de temperaturas em um corpo (meio) é um dos fatores que determina o fluxo de calor em seu interior, da mesma forma que a diferença de temperaturas entre dois corpos e as condições de contorno envolvidas definem a troca de calor entre eles (KAWAMURA, 2005).

A resolução de problemas de transferência de calor parte do princípio de que, para haver transferência ou fluxo de calor, deve existir uma diferença de temperatura entre dois meios ou no mesmo corpo, indicando um gradiente de energia que com o passar do tempo tende a equilibrar-se, atingindo o chamado “equilíbrio térmico” (SANTOS, 2004).

A temperatura é a propriedade termodinâmica que determina se o sistema está em equilíbrio térmico com outro sistema. Dois sistemas, A e B, estão em equilíbrio térmico somente se suas temperaturas são iguais (BEJAN, 1996).

Toda vez que houver uma diferença de temperatura num meio, ou entre vários meios a transferência de calor ocorre obrigatoriamente (INCROPERA E WITT, 1992). Problemas de

transferência de calor devem ser resolvidos levando-se em consideração o fenômeno de transporte de energia por condução, convecção e radiação.

3.1.1 Condução térmica

A condução térmica é o processo onde ocorre o fluxo de calor a partir de uma região ou superfície, de temperatura mais elevada para outra de temperatura inferior, e ocorre geralmente em materiais sólidos como metais, madeiras, cerâmicas e concretos ou também em meios fluídos.

Na condução, a passagem da energia de uma região para outra se faz simplificada da seguinte maneira: na região mais quente, as partículas têm mais energia, vibrando com mais intensidade; com esta vibração cada partícula transmite energia para as partículas vizinhas, que passam a vibrar mais intensamente; estas transmitem energia para as seguintes e assim sucessivamente.

A condução (transferência de calor por difusão) refere-se ao transporte de energia num meio provocado por um gradiente de temperatura e o mecanismo físico que lhe é intrínseco é o movimento aleatório dos átomos ou das moléculas (INCROPERA E WITT, 1992).

3.1.1.1 A Lei de Fourier

Os conceitos a seguir apresentados para a definição da lei de Fourier, equações governantes e condições de contorno foram adaptados de INCROPERA E WITT (1992), BEJAN (1996), KRÜGER (2001) e SANTOS (2004).

A origem da equação de condução térmica é dada a partir da lei de Fourier, sendo ela uma lei fenomenológica; isto é, uma lei desenvolvida a partir de fenômenos observados e não deduzida a partir de princípios fundamentais (INCROPERA E WITT, 1992).

Considere, primeiramente, a barra de material sólido mostrado na Figura 3.1. Supondo que as quatro superfícies laterais sejam adiabáticas, ou seja, perfeitamente isoladas, deste modo, a transferência de calor só pode ocorrer ao longo da direção x . Aplicando-se a Primeira Lei da Termodinâmica, onde se há a equivalência entre trabalho e calor, tem-se:

$$q_x - q_{x+\Delta x} - w = \frac{\partial E_n}{\partial t} \quad (3.1.1)$$

Onde: q_x – taxa de transferência de calor na barra

w – taxa de transferência de trabalho

E_n – energia

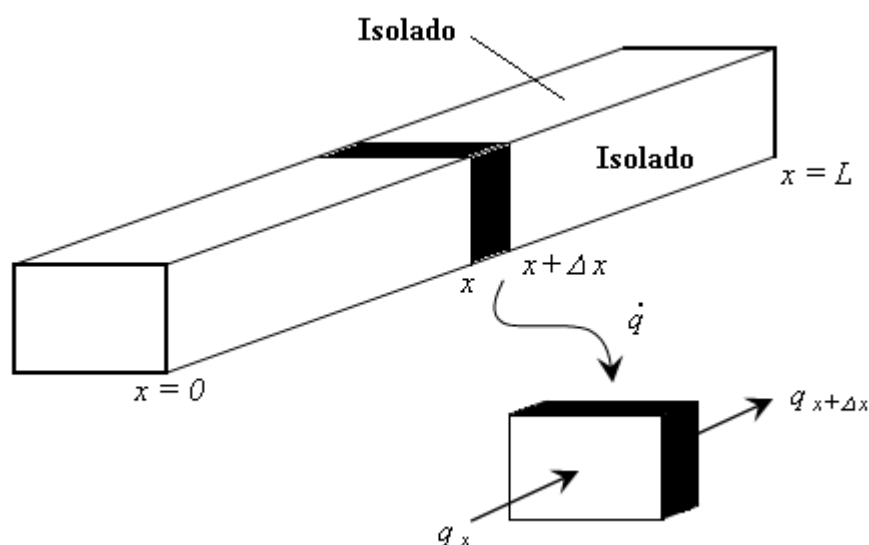


Figura 3.1 – Condução unidimensional num corpo sólido com geração interna de calor (BEJAN, 1996).

Considerando agora que a energia interna do material da barra é a única forma de energia relevante no problema tem-se:

$$E_n = (\rho A \Delta x) u \quad (3.1.2)$$

sendo: E_n – energia

ρ – massa específica

A – área da seção transversal

Δx – parte infinitesimal de um sólido

A massa do sistema é definida como $\rho A \Delta x$. Lembrando que a variação de energia interna específica das substâncias incompressíveis é proporcional à variação de temperatura. Assim pode-se escrever que:

$$du = c dT \quad (3.1.3)$$

Onde c , calor específico do sólido, é constante.

Combinando as equações 3.1.2 com 3.1.3, pode-se reescrever o lado direito da equação 3.1.1 da seguinte forma:

$$\frac{\partial E_n}{\partial t} = \rho c A \Delta x \frac{\partial T}{\partial t} \quad (3.1.4)$$

Também foi utilizado o símbolo de derivada parcial, pois $T = T(x, t)$.

A segunda modificação a fazer na equação 3.1.1 é motivada pelo fato de que, na maioria dos casos, o sinal referente a w , é negativo. Por exemplo, a taxa interna de aquecimento provocada pela hidratação do cimento na moldagem de um sólido de concreto é representada por $-w$.

$$-w = (A \Delta x) \dot{q} \quad (3.1.5)$$

onde: \dot{q} – taxa de geração interna de calor

Supondo agora que q_x seja proporcional a diferença local de temperaturas na direção x , ou seja $q_x = C(T_x - T_{x+\Delta x})$. Admitindo-se que C é aproximadamente proporcional a $A/\Delta x$ pode-se escrever que $C = kA/\Delta x$ e, tomando-se o limite para espessura do sistema ($\Delta x \rightarrow 0$), obtêm-se a equação para a taxa de transferência de calor local na barra.

$$q_x = -kA \frac{\partial T}{\partial x} \quad (3.1.6)$$

sendo: q_x – taxa de transferência de calor

A – área de transferência

$$\frac{\partial T}{\partial x} - \text{gradiente de temperatura}$$

k – condutividade térmica

O sinal negativo da equação indica que o calor é transferido em sentido contrário ao do gradiente de temperatura. Deste modo, qualquer método para determinar o valor da condutividade térmica (k), em regime permanente, requer o conhecimento do perfil de temperatura bem como a quantificação simultânea do fluxo de calor.

A equação 3.1.6 é conhecida como a Lei de Fourier para a condução de calor ou como a Lei de Fourier para a difusão de calor. Utilizando a lei de Fourier e aplicando a série de Taylor para o segundo termo da equação 3.1.1 tem-se,

$$q_{x+\Delta x} = q_x + \frac{\partial q_x}{\partial x} \Delta x = -A \left[k \frac{\partial T}{\partial x} + \frac{\partial}{\partial x} \left(k \frac{\partial T}{\partial x} \right) \Delta x \right] \quad (3.1.7)$$

Aplicando as equações 3.1.7 e 3.1.4 em 3.1.1 obtêm-se uma equação de derivadas parciais referentes ao campo de temperaturas conhecido como equação de condução unidirecional.

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(k \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \dot{q} = \rho c \frac{\partial T}{\partial t} \quad (3.1.8)$$

3.1.1.2 Equações governantes em coordenadas cartesianas

Considere-se agora um paralelepípedo infinitesimal do contínuo com lados Δx , Δy e Δz , paralelos respectivamente aos eixos coordenados cartesianos x , y e z , e, com um campo de temperatura $T = T(x, y, z)$, conforme mostrado na Figura 3.2.

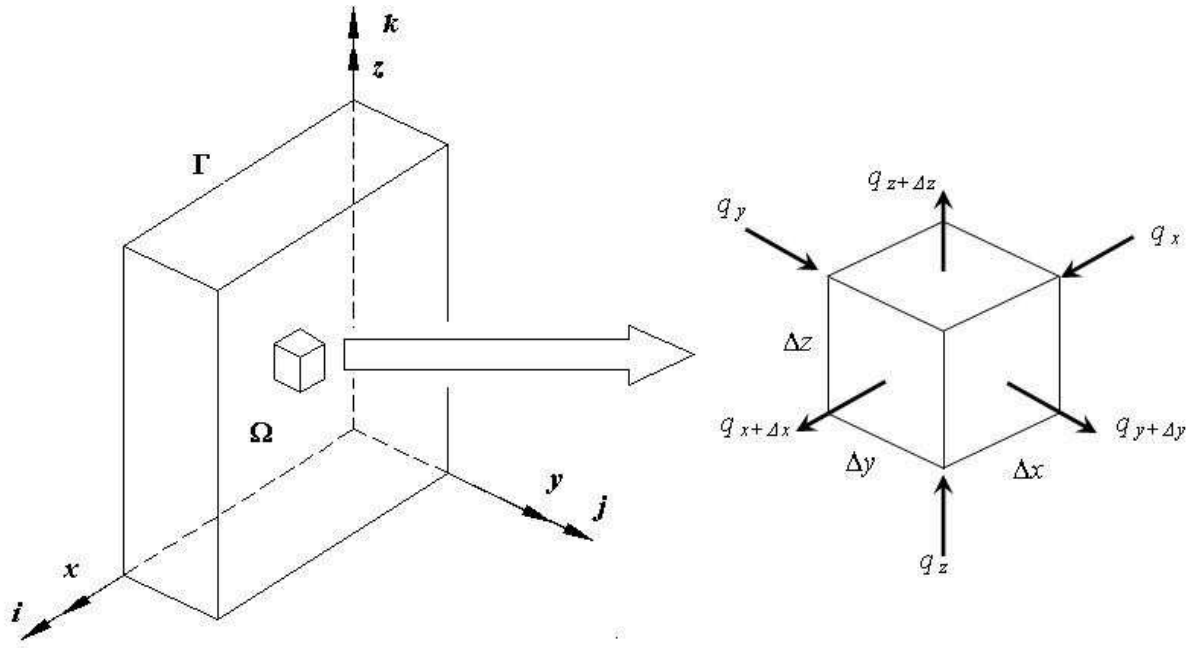


Figura 3.2 – Sistema de coordenadas cartesianas tridimensionais

Assim, as taxas de condução de calor perpendiculares a cada uma das superfícies de controle, nos pontos de coordenadas x , y e z , são simbolizadas pelos termos q_x , q_y e q_z , respectivamente. Expressando essas taxas em uma expansão de Taylor e aplicando Lei de Fourier chega-se as seguintes equações para cada uma das direções:.

$$q_{x+\Delta x} = q_x + \frac{\partial q_x}{\partial x} \Delta x = -A \left[k \frac{\partial T}{\partial x} + \frac{\partial}{\partial x} \left(k \frac{\partial T}{\partial x} \right) \Delta x \right] \quad (3.1.9a)$$

$$q_{y+\Delta y} = q_y + \frac{\partial q_y}{\partial y} \Delta y = -A \left[k \frac{\partial T}{\partial y} + \frac{\partial}{\partial y} \left(k \frac{\partial T}{\partial y} \right) \Delta y \right] \quad (3.1.9b)$$

$$q_{z+\Delta z} = q_z + \frac{\partial q_z}{\partial z} \Delta z = -A \left[k \frac{\partial T}{\partial z} + \frac{\partial}{\partial z} \left(k \frac{\partial T}{\partial z} \right) \Delta z \right] \quad (3.1.9c)$$

Lembrando-se que a taxa de transferência de calor (fluxo de calor) por unidade de área, através das componentes perpendiculares às superfícies em x , y e z do elemento é dado por:

$$\vec{q}'' = \vec{i} q_x'' + \vec{j} q_y'' + \vec{k} q_z'' \quad (3.1.10a)$$

Assim, as componentes da taxa de transferência de calor nas direções x , y e z são:

$$q_x'' = -k \frac{\partial T}{\partial x} \quad q_y'' = -k \frac{\partial T}{\partial y} \quad q_z'' = -k \frac{\partial T}{\partial z} \quad (3.1.10b)$$

onde: k – condutividade térmica do material.

Os materiais com condutividades térmica maiores irão transferir maiores quantidades de calor, tais materiais, como cobre, são bons condutores térmicos. Ao contrário, materiais com pequenas condutividades térmicas irão transferir pequenas quantidades de calor, esses materiais, como o concreto, são condutores térmicos pobres. Esta é a razão pela qual ao se colocar um pedaço de cobre e um pedaço de concreto no fogo, o cobre irá aquecer muito mais rapidamente do que o concreto (UFRJ, 2005).

As taxas de condução de calor através das superfícies do paralelepípedo infinitesimal são os produtos dos fluxos de calor pelas respectivas áreas, descritas as seguir:

$$q_x = q_x'' \Delta y \Delta z \quad q_y = q_y'' \Delta x \Delta z \quad q_z = q_z'' \Delta x \Delta y \quad (3.1.10c)$$

Com isso, as equações 3.1.9a até 3.1.9c podem ser reescritas da seguinte forma:

$$q_{x+\Delta x} = \left[\left(-k \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial x} \left(-k \frac{\partial T}{\partial x} \right) \Delta x \right] \Delta y \Delta z \quad (3.1.11a)$$

$$q_{y+\Delta y} = \left[\left(-k \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(-k \frac{\partial T}{\partial y} \right) \Delta y \right] \Delta x \Delta z \quad (3.1.11b)$$

$$q_{z+\Delta z} = \left[\left(-k \frac{\partial T}{\partial z} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(-k \frac{\partial T}{\partial z} \right) \Delta z \right] \Delta x \Delta y \quad (3.1.11c)$$

Nas equações 3.1.11a, 3.1.11b e 3.1.11c o sinal negativo deve-se ao fato de que a transferência de calor é positiva sempre no sentido decrescente das temperaturas, ou seja, o gradiente de temperatura é negativo na direção do fluxo de calor positivo.

A energia interna pode ser expressa como:

$$\dot{Q} \Delta x \Delta y \Delta z \quad (3.1.12)$$

onde: \dot{Q} – taxa de geração de calor interno por unidade de volume

A taxa de variação de calor no elemento, ao longo do tempo, pode ser escrita como:

$$\rho c \frac{\partial T}{\partial t} \Delta x \Delta y \Delta z \quad (3.1.13)$$

Aplicando o Princípio da Conservação de Energia ao cubo infinitesimal da Figura 3.2 tem-se:

$$\underbrace{(q_x + q_y + q_z)}_{\text{Entrada de Calor}} + \underbrace{\dot{Q} \Delta x \Delta y \Delta z}_{\text{Geração de Calor}} - \underbrace{(q_{x+\Delta x} + q_{y+\Delta y} + q_{z+\Delta z})}_{\text{Saída de Calor}} = \underbrace{\rho c \frac{\partial T}{\partial t} \Delta x \Delta y \Delta z}_{\text{Variação de Calor}} \quad (3.1.14)$$

Aplicando-se os resultados das equações 3.1.10 e 3.1.11 na equação 3.1.14, dividindo-se a equação resultante por $\Delta x \Delta y \Delta z$ e tomando-se os limites para $\Delta x \rightarrow 0$, $\Delta y \rightarrow 0$ e $\Delta z \rightarrow 0$, chega-se a equação geral da condução em meio anisotrópico, no qual a condutividade depende da direção $k = k(x, y, z)$, em um sistema não-estacionário, e pode ser expressa como:

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(k \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(k \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(k \frac{\partial T}{\partial z} \right) + \dot{Q} = \rho c \frac{\partial T}{\partial t} \quad (3.1.15)$$

A equação da condução, 3.1.15, é útil nos casos onde a temperatura é função do tempo (regime transitório), existe taxa de geração interna de calor (\dot{Q}) e a condutibilidade térmica não é constante.

Seja a difusividade térmica do meio dada por:

$$\alpha = \frac{k}{\rho c} \quad (3.1.16)$$

Pode-se adequar a equação 3.1.15 a algumas condições particulares de problemas mais simples, quais sejam:

- Regime transitório, condutibilidade térmica constante e com taxa de geração interna de calor:

$$\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} + \frac{\dot{Q}}{k} = \frac{1}{\alpha} \frac{\partial T}{\partial t} \quad (3.1.17)$$

- Regime transitório, condutibilidade térmica constante e sem taxa de geração interna de calor:

$$\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} = \frac{1}{\alpha} \frac{\partial T}{\partial t} \quad (3.1.18)$$

- Regime permanente, condutibilidade térmica constante e sem taxa de geração interna de calor:

$$\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} = 0 \quad (3.1.19)$$

A soma dos primeiros três termos presentes nas equações 3.1.17, 3.1.18 e 3.1.19 é geralmente representada como $\nabla^2 T$, onde esse operador $\nabla^2()$ é a abreviação para o operador Laplaciano referente ao sistema cartesiano de coordenadas ou seja:

$$\nabla^2 = \frac{\partial^2}{\partial x^2} + \frac{\partial^2}{\partial y^2} + \frac{\partial^2}{\partial z^2} \quad (3.1.20)$$

3.1.2 Convecção

A transmissão de calor por convecção é caracterizada pela transmissão do calor através de partículas do meio que se movimentam de um local para outro, como no caso de líquidos e gases. O fluido ou gás atua como agente transportador de energia que é transferida a outro meio por uma superfície sólida (ou parede).

As duas entidades mais comuns e importantes nas interações de transferência de calor por convecção são as superfícies sólidas e o escoamento de fluido em contato com estas superfícies (BEJAN, 1996).

A convecção é dita natural quando, o movimento do fluido for devido às diferenças de suas densidades devidas às variações de temperatura. A convecção forçada ocorre quando o movimento do fluido é provocado por causas externas.

Uma vez que haja diferença de temperaturas, pode-se esperar a troca de calor. A lei que descreve esta troca é conhecida como a lei de resfriamento de Newton descrita da seguinte forma:

$$q'' = h(T_s - T_\infty) \quad (3.1.21)$$

onde: h é o coeficiente de transferência convectiva de calor, q'' , o fluxo de calor convectivo, que é proporcional à diferença entre as temperaturas da superfície e do fluido (ou gás), T_s e T_∞ respectivamente, sendo fluxo convectivo de calor positivo se $T_s > T_\infty$ e negativo se $T_s < T_\infty$ (INCROPERA E WITT, 1992).

Para estudos relacionados a efeitos térmicos em barragens de concreto, a convecção é definida como forçada uma vez que os efeitos externos, como rajadas de ventos ou variações de temperatura do meio ambiente, influenciam na superfície livre do concreto. O coeficiente h será chamado como coeficiente de filme.

O mecanismo de transferência de calor por convecção, em geral, é bastante complexo e depende de numerosos fatores tais como: diferença de temperatura entre o fluido e o corpo; velocidade de deslocamento do fluido; densidade, viscosidade, calor específico e condutividade térmica do fluido; natureza, forma, rugosidade, dimensões e orientações do corpo (SANTOS, 2004).

A transferência de calor por convecção influenciará nos problemas de condução e aparecerá como condição de contorno na resolução destes. Uma das grandes dificuldades associadas ao problema de convecção é a determinação do coeficiente h de transferência convectiva de calor.

3.1.3 Radiação

O aquecimento da terra pela energia proveniente do sol é um exemplo de transferência de calor por radiação, ver Figura 3.3, uma vez que não se tem o processo de condução, pois não

existe troca de temperatura através de contato sólido, e também inexistente o processo de convecção, transferindo temperatura através de um fluido ou gás.

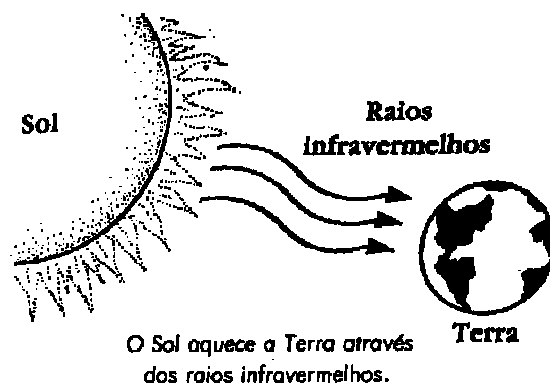


Figura 3.3 – Aquecimento da terra através da radiação

Pode-se associar a radiação térmica à taxa de emissão de energia pela matéria, provocada por estar a matéria a uma temperatura finita. Em qualquer instante toda a matéria emite radiação térmica.

Enquanto a transferência de calor por condução ou convecção exige a presença de um meio material, a radiação não precisa de qualquer meio (INCROPERA E WITT, 1992).

Analizando um bloco de concreto, como também outras estruturas expostas ao ambiente, durante as horas diurnas existe um ganho de energia calorífica. Tal fato é resultado da radiação solar incidente sobre as superfícies da peça a qual absorve parte desta energia. Contrariamente, no período noturno, ocorre uma perda de energia calorífica armazenada pela estrutura, devido, em parte, a re-radiação emitida por esta ao ambiente (CALMON, 1995).

Em obras de engenharia, como as executadas em barragens de concreto, as temperaturas envolvidas são próximas da atmosfera, e por isso o aquecimento radiante freqüentemente pode ser desprezado.

O que diferencia a transferência de calor por radiação dos outros modos, a condução e convecção, é que a radiação pode ocorrer na ausência de um meio contínuo (BEJAN, 1996).

3.2 VISCOELASTICIDADE

Os líquidos viscosos não possuem forma geométrica definida e escoam irreversivelmente quando submetidos a forças externas. Por outro lado, os sólidos elásticos apresentam forma geométrica bem definida e, se deformados pela ação de forças externas, assumem outra forma geométrica de equilíbrio. Muitos materiais apresentam um comportamento mecânico intermediário entre estes dois extremos, evidenciando tanto características viscosas como elásticas e por este motivo, são conhecidos como viscoelásticos (UFSC, 2006).

Existem sólidos que exibem uma combinação da ação elástica e viscosa sob ação de uma tensão. Tais sólidos são conhecidos como viscoelásticos (SHAMES, 1989).

MEHTA e MONTEIRO (1994) classificou dois experimentos que podem ser estudados para o comportamento viscoelástico unidimensional do concreto:

- Ensaio de fluência, no qual a tensão é mantida constante, e é registrado o aumento da deformação ao longo do tempo;
- Ensaio de relaxação, no qual a deformação é mantida constante, e é registrada a diminuição da tensão ao longo do tempo.

3.2.1 Modelos reológicos básicos

As definições colocadas neste item, sobre os modelos reológicos básicos, foram interpretadas conforme MEHTA e MONTEIRO (1994), FRANCISCO (2003) e SANTOS (2004).

A viscoelasticidade do concreto pode ser representada através da criação de modelos reológicos baseados em dois elementos combinando a lei de Hooke de elasticidade e a lei de Newton de viscosidade. A primeira representando a deformação elástica, através de molas, e a segunda representando um pistão lubrificado, ou amortecedor (parte viscosa). As equações 3.2.1 e 3.2.2 e Figura 3.4 expressam estas representações:

$$\sigma_E(t) = E \varepsilon(t) \quad (\text{Lei de Hooke}) \quad (3.2.1)$$

$$\sigma_\eta(t) = \eta \dot{\varepsilon}(t) \quad (\text{Lei de Newton}) \quad (3.2.2)$$

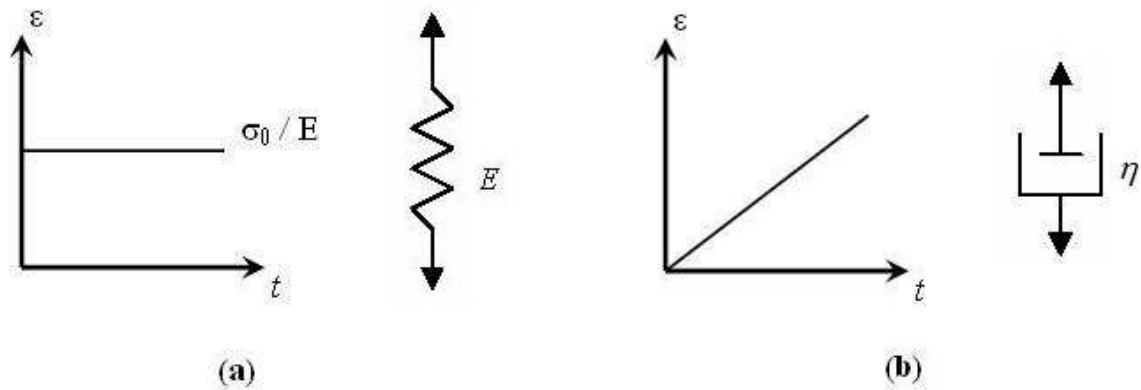


Figura 3.4 – Representação dos elementos: (a) Elemento de Hooke, mola; (b) Elemento de Newton, pistão ou amortecedor.

onde: $\dot{\varepsilon}(t) = \frac{d\varepsilon}{dt}$ = taxa de deformação no tempo

η = coeficiente de viscosidade

Através da associação das leis de Hooke e de Newton, em série ou em paralelo, podem ser criados modelos que reproduzem a dependência da deformação em relação ao tempo.

3.2.1.1 Modelo de Maxwell

O modelo de Maxwell compreende de um segmento de mola e um de pistão conectados em série, como mostra a Figura 3.5.

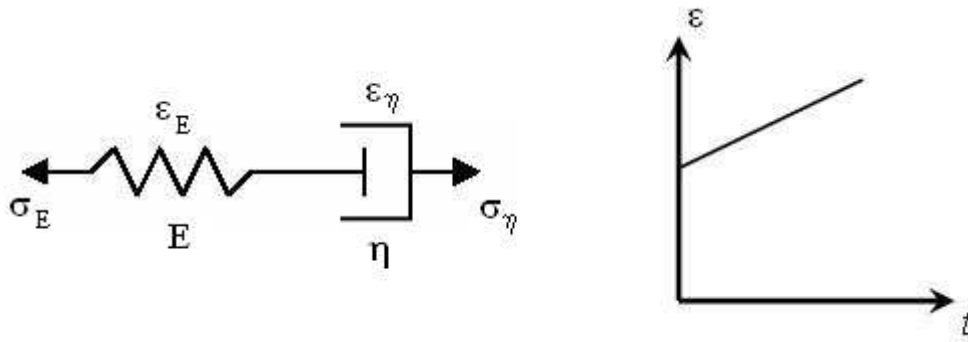


Figura 3.5 – Modelo de Maxwell, conexão em série. Gráfico $t \times \varepsilon$ na fluência

As seguintes equações se aplicam ao modelo:

$$\varepsilon(t) = \varepsilon_E(t) + \varepsilon_\eta(t) \quad (3.2.3)$$

$$\sigma(t) = \sigma_E(t) = \sigma_\eta(t) \quad (3.2.4)$$

Derivando as equações 2.6.3 e 2.6.1 em relação ao tempo t e usando as equações 3.2.4 e 3.2.2 tem-se a seguinte definição:

$$\dot{\varepsilon}(t) = \frac{\dot{\sigma}(t)}{E} + \frac{\sigma(t)}{\eta} \quad (3.2.5)$$

A resposta do modelo de Maxwell a vários tipos padronizados de tensão ou deformação, dependentes do tempo, pode ser determinada pela resolução da equação 3.2.5. Supondo uma aplicação de carga constante no tempo, onde $\sigma(t) = \sigma_0$, logo $\dot{\sigma}(t) = 0$ para qualquer $t = 0$. Admitindo-se estas condições de contorno pode-se reescrever a equação 3.2.5 da seguinte forma:

$$\dot{\varepsilon}(t) = \frac{\sigma_0}{\eta} \quad (3.2.6)$$

Assim, integrando-se obtém-se:

$$\varepsilon(t) = \frac{\sigma_0}{\eta} t + c \quad (3.2.7)$$

Sabendo-se que $\varepsilon = \frac{\sigma_0}{E}$, logo: $\frac{\sigma_0}{E} = c$, finalmente tem-se:

$$\varepsilon(t) = \frac{\sigma_0}{E} + \frac{\sigma_0}{\eta} t \quad (3.2.8)$$

Após o experimento de fluência, o sistema é descarregado no tempo t_1 , a deformação elástica na mola, $\frac{\sigma_0}{E}$, recupera-se instantaneamente, enquanto a deformação permanente, $\frac{\sigma_0}{\eta} t_1$, permanece no pistão.

3.2.1.2 Modelo de Kelvin

O modelo de Kelvin combina um segmento de mola e um de pistão em paralelo, como mostra a Figura 3.6 abaixo.

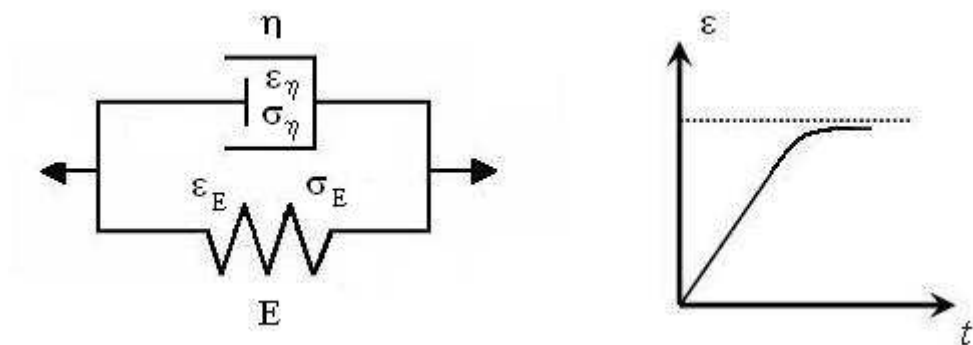


Figura 3.6 – Modelo de Kelvin, conexão em paralelo. Gráfico $t \times \varepsilon$ na fluência

As seguintes equações se aplicam ao modelo:

$$\varepsilon(t) = \varepsilon_E(t) = \varepsilon_\eta(t) \quad (3.2.9)$$

$$\sigma(t) = \sigma_E(t) + \sigma_\eta(t) \quad (3.2.10)$$

Através das equações 3.2.1 e 3.2.2 resulta a seguinte equação diferencial:

$$\sigma(t) = E\varepsilon(t) + \eta\dot{\varepsilon}(t) \quad (3.2.11)$$

A equação 3.2.11 pode ser usada para prever a deformação se o histórico de tensão é conhecido, ou para prever a tensão se o histórico de deformação é dado. Por exemplo,

considerando um ensaio de fluência, integrando a equação 3.2.11 para os limites de $\sigma = \sigma_0$, no tempo $t = 0$, resulta na expressão 3.2.12 abaixo.

$$\varepsilon(t) = \frac{\sigma_0}{E} (1 - e^{-Et/\eta}) \quad (3.2.12)$$

Durante o ensaio de fluência, a tensão é inicialmente suportada pelo pistão e, com o passar do tempo, é transferida para a mola.

A diferença fundamental entre os modelos de Maxwell e Kelvin é que, no primeiro, o elemento viscoso representa uma deformação que é somada à deformação elástica. No Modelo de Kelvin, o amortecedor representa uma resistência amortecedora ao estabelecimento do equilíbrio elástico.

O modelo de Maxwell proporcionou resultados realísticos para o fenômeno da relaxação, porém, para demonstrar a fluência, não se mostrou adequado.

O Modelo de Kelvin fornece aproximações consideráveis para o fenômeno da fluência, mas não representa a relaxação. Outros modelos, conjugando Kelvin e Maxwell, objetivando representar os dois fenômenos, foram idealizados para descrever os complexos comportamentos dos materiais reais.

3.2.1.3 Modelo de sólido padrão

O modelo de sólido padrão, também conhecido como modelo de Boltzmann, busca descrever as deformações devidas à viscosidade, juntamente com as deformações elásticas e plásticas. Neste modelo, uma mola é conectada em série com um elemento de Kelvin, como mostra a Figura 3.7.

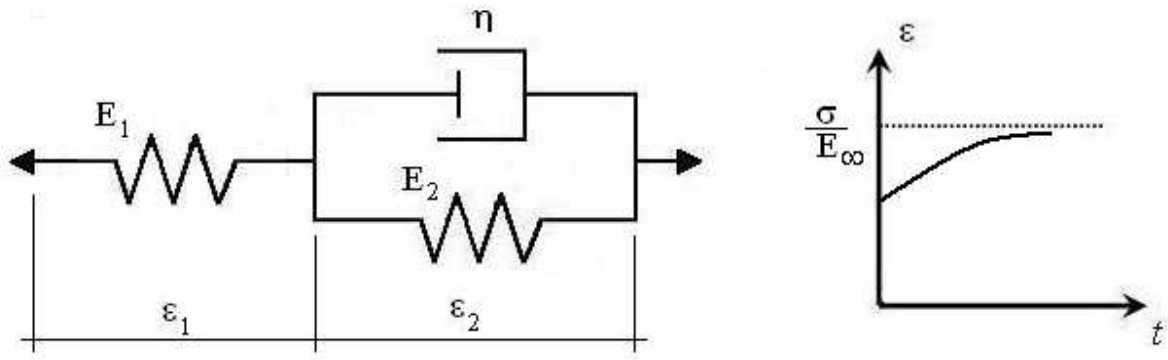


Figura 3.7 – Modelo de Boltzmann. Gráfico $t \times \varepsilon$ na fluência

Este é um modelo importante e essencialmente simples e representam bem as propriedades reológicas características de diversos materiais, no que diz respeito a deformações variáveis com o tempo.

A deformação total no modelo de Boltzmann pode ser escrita como:

$$\varepsilon(t) = \varepsilon_1(t) + \varepsilon_2(t) \quad (3.2.13)$$

A tensão na primeira mola, que corresponde ao modelo de Maxwell, é:

$$\sigma(t) = E_1 \varepsilon_1(t) \Leftrightarrow \varepsilon_1(t) = \frac{\sigma(t)}{E_1} \quad (3.2.14)$$

Diferenciando a equação 3.2.14 em relação ao tempo tem-se:

$$\dot{\varepsilon}_1(t) = \frac{\dot{\sigma}(t)}{E_1} \quad (3.2.15)$$

Para o modelo de Kelvin a tensão é dada da seguinte forma:

$$\sigma(t) = E_2 \varepsilon_2(t) + \eta_2 \dot{\varepsilon}_2(t) \quad (3.2.16)$$

Pode-se agora reescrever a equação 3.2.13, levando-se em consideração a deformação no elemento de Kelvin. Assim tem-se:

$$\varepsilon_2(t) = \varepsilon(t) - \varepsilon_1(t) \quad (3.2.17)$$

Substituindo 3.2.14 em 3.2.17 tem-se:

$$\varepsilon_2(t) = \varepsilon(t) - \frac{\sigma(t)}{E_1} \quad (3.2.18)$$

Derivando em relação ao tempo resulta:

$$\dot{\varepsilon}_2(t) = \dot{\varepsilon}(t) - \frac{\dot{\sigma}(t)}{E_1} \quad (3.2.19)$$

Substituindo as equações 3.2.18, 3.2.19 em 3.2.16 tem-se:

$$\sigma(t) = E_2 \left(\varepsilon(t) - \frac{\sigma(t)}{E_1} \right) + \eta_2 \left(\dot{\varepsilon}(t) - \frac{\dot{\sigma}(t)}{E_1} \right) \quad (3.2.20)$$

Admitindo que $\eta = \eta_2$ e multiplicando ambos os lados da equação 3.2.20 por E_1 resulta:

$$(E_1 + E_2)\sigma(t) + \eta\dot{\sigma}(t) = \eta E_1 \dot{\varepsilon}(t) + E_1 E_2 \varepsilon(t) \quad (3.2.21)$$

Ao integrar a equação 3.2.21 para um certo histórico de tensões tem-se:

$$\varepsilon(t) = \frac{\sigma(t)}{E_1} + \frac{1}{\eta} \int_0^t \sigma(\tau) e^{-E_2(t-\tau)/\eta} d\tau \quad (3.2.22)$$

Para um caso particular de um experimento de fluência, a equação 3.2.22 se reduz a:

$$\varepsilon(t) = \frac{\sigma_0}{E_1} + \frac{\sigma_0}{E_2} (1 - e^{-E_2 t / \eta}) \quad (3.2.23)$$

3.2.1.4 Modelos reológicos generalizados

A modelagem do comportamento viscoelástico pode ser melhorada pela combinação de um grande número de molas e pistões em série ou em paralelo. Pela adição de muitos elementos, vários índices de relação podem ser obtidos, o que é típico de materiais complexos como o concreto.

Uma vez que se decida generalizar o modelo de Maxwell ou de Kelvin, têm-se as opções de se conectar as unidades em série ou em paralelo. As Figuras 3.8, 3.9, 3.10 e 3.11 a seguir mostram algumas opções de conexões.

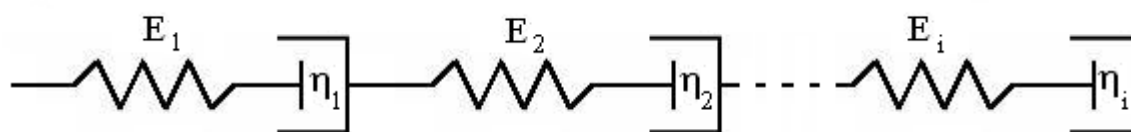


Figura 3.8 – Modelo reológico generalizado de Maxwell conectados em série

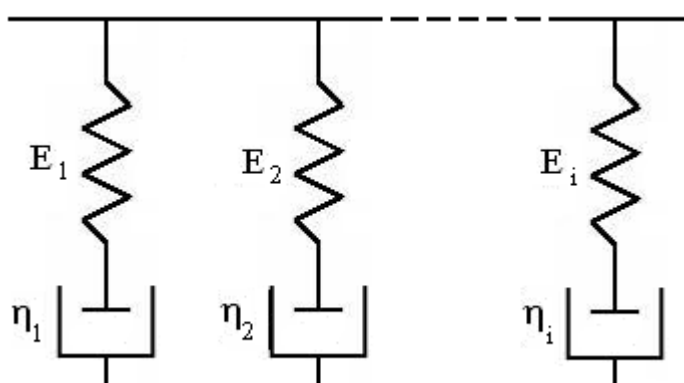


Figura 3.9 – Modelo reológico generalizado de Maxwell conectados em paralelo

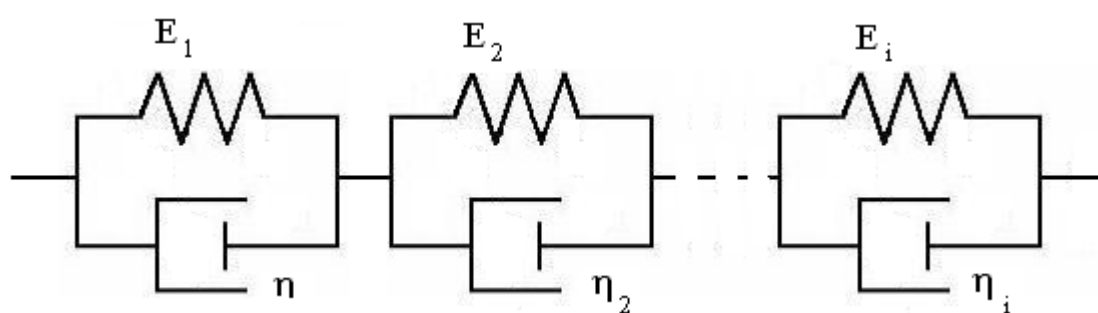


Figura 3.10 – Modelo reológico generalizado de Kelvin conectados em série

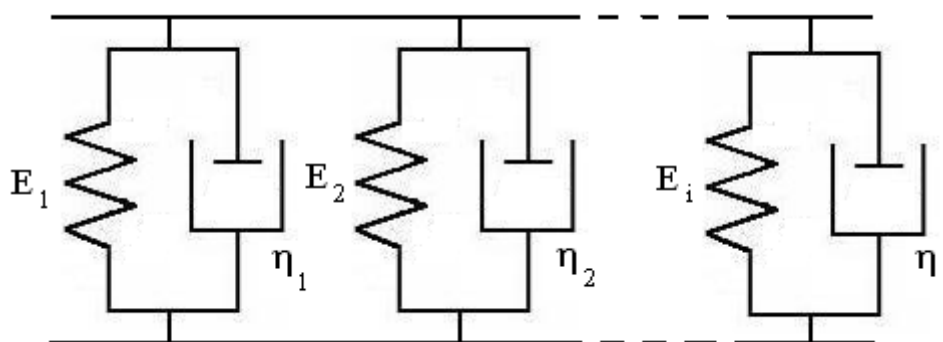


Figura 3.11 – Modelo reológico generalizado de Kelvin conectados em paralelo

3.2.2 Coeficiente de fluência

O coeficiente de fluência representa a relação entre a deformação por fluência a um tempo t e a deformação inicial (ou elástica) a um tempo t_0 (MEHTA e MONTEIRO, 1994). Esta definição é usada nos modelos do ACI-209 (1992) e de BAZANT (2001). Assim pode-se definir o coeficiente de fluência como:

$$\phi(t, t_0) = \frac{\varepsilon_{cc}(t, t_0)}{\varepsilon_c(t_0)} = \frac{\varepsilon_{cc}(t, t_0)}{\sigma_0 / E(t_0)} \quad (3.2.24)$$

A ABNT-NBR6118 (2003) normaliza que, em casos onde não é necessária grande precisão, os valores do coeficiente de fluência, $\phi(t, t_0)$, e da deformação específica de retração, $\varepsilon_{cs}(t_\infty, t_0)$, submetidos a tensões menores que $0,5f_c$, quando do primeiro carregamento, podem ser obtidos, por interpolação linear, a partir da Tabela 3.1, reproduzida a seguir.

Essa tabela fornece o valor do coeficiente de fluência $\phi(t, t_0)$ e da deformação específica de retração $\varepsilon_{cs}(t_\infty, t_0)$ em função da umidade ambiente e da espessura equivalente $2A_c/u$, onde A_c a área da seção transversal e u é o perímetro da seção em contato com a atmosfera. Os valores dessa tabela são relativos a temperaturas do concreto entre 10°C e 20°C, podendo-se, entretanto, admitir temperaturas entre 0°C e 40°C. Esses valores são válidos para concretos plásticos e de cimento Portland comum.

TABELA 3.1 – VALORES CARACTERÍSTICOS DA DEFORMAÇÃO ESPECÍFICA DE RETRAÇÃO E DO COEFICIENTE DE FLUÊNCIA

Umidade Ambiente (%)			40%		55%		75%		90%	
Espessura Equivalente $2A_c/u$ (cm)			20	60	20	60	20	60	20	60
$\phi(t, t_0)$	t_0 (dias)	5	4,4	3,9	3,8	3,3	3,0	2,6	2,3	2,1
		30	3,0	2,9	2,6	2,5	2,0	2,0	1,6	1,6
		60	3,0	2,6	2,2	2,2	1,7	1,8	1,4	1,4

3.3 EXPRESSÕES MATEMÁTICAS PARA A FLUÊNCIA

Muitas expressões matemáticas foram propostas relacionando fluência e tempo. A variedade das expressões e deformações por fluência pode parecer desencorajadora, deve-se a isso porque não é possível uma previsão confiável da fluência de qualquer concreto em quaisquer condições (NEVILLE, 1997).

Conforme MEHTA e MONTEIRO (1994), em muitos modelos estruturais, a função de fluência específica, $\Phi(t, t_0)$, é desmembrada em parcelas instantânea e lenta. Este desmembramento corresponde à expressão 2.3.3 definida anteriormente, sendo reproduzida conforme equação 3.3.1,

$$\Phi(t, t_0) = \varepsilon_c(t_0) + \varepsilon_{cc}(t, t_0) \quad (3.3.1)$$

onde a parcela de deformação lenta, $\varepsilon_{cc}(t, t_0)$, pode ainda ser desmembrada da seguinte maneira, considerando t_0 como a idade do concreto no instante de carregamento.

$$\varepsilon_{cc}(t, t_0) = F(t_0)f(t - t_0) \quad (3.3.2)$$

Pela expressão 3.3.2, indica-se que o concreto, a um dado tempo t , deve responder não apenas às ações às quais esteve submetido desde o tempo t_0 , dadas pela função $f(t - t_0)$, mas também à sua própria condição material no tempo t_0 , dada pela função $F(t_0)$ (MEHTA e MONTEIRO, 1994).

A seguir são relacionadas algumas expressões matemáticas utilizadas para a modelagem de um problema que envolve viscoelasticidade.

- *Expressão hiperbólica:* A expressão hiperbólica apresentada por ROSS (1994) e por LORDAN (1952) é uma das mais cômodas, onde é representada a fluência, após um decurso de tempo, t , sob carga conforme a equação 3.3.3 a seguir:

$$\varepsilon_{cc}(t, t_0) = \frac{(t - t_0)}{a + b(t - t_0)} \quad (3.3.3)$$

Quando $t = \infty$, então $\varepsilon_{cc}(t, t_0) = \frac{1}{b}$, isto é, $\frac{1}{b}$ é o valor limite da fluência. As constantes a e b representam constantes determinadas experimentalmente (NEVILLE, 1997).

De acordo com MEHTA e MONTEIRO (1994), usualmente, esta equação subestima a fluência a curtas idades, mas fornece uma boa previsão para a fluência em idades avançadas.

- *Expressão logarítmica:* O U. S. BUREAU OF RECLAMATION (1956), fez um estudo intensivo da fluência do concreto em barragens, onde ocorre a fluência básica, e encontrou uma expressão que pode representar a fluência.

$$\varepsilon_{cc}(t, t_0) = F(t_0) \ln(t + 1) \quad (3.3.4)$$

Porém esta expressão só pode ser usada quando as taxas de tensão/limite de resistência não ultrapassam o valor de 0,40.

- *Método de Bazant-Panula através da série de Dirichlet* (BAZANT, 1974): Um modelo exponencial para a fluência pode ser expresso através da série de Dirichlet conforme expressão abaixo,

$$\varepsilon(t, t_0) = \sum_{k=1}^N \frac{1}{C_k(t_0)} (1 - e^{(y_k(t_0) - y_k(t))}) \quad (3.3.5)$$

onde, C_k e y_k são coeficiente experimentais em função do tempo.

- *Expressão exponencial conforme ZHU (1985)*: Para estruturas de concreto massa a expressão exponencial a seguir pode ser usada.

$$\varepsilon_{cc}(t, t_0) = \sum_{i=1}^2 (A_i + B_i t_0^{-G_i}) (1 - e^{(-S_i(t-t_0))}) + D (e^{(-S_3 t_0)} - e^{(-S_3 t)}) \quad (3.3.6)$$

Onde t_0 é a idade inicial do carregamento, t o tempo da análise e $\varepsilon_{cc}(t_0, t)$ é a função de fluência. Os coeficiente A_i, B_i, G_i, S_i e D são parâmetros de ajuste experimental.

As expressões exponenciais provêm um valor limite para a fluência e não fornece um bom ajuste para valores experimentais (MEHTA e MONTEIRO, 1994).

- *Definição conforme NEVILLE (1997)*: Para a maior parte dos concretos, independentemente da relação água/cimento ou tipo de agregado, a fluência específica a t dias ($t > 28$) pode ser relacionada com a fluência específica aos 28 dias sob carga, $\varepsilon_{cc}(t, 28)$, pelas expressões 3.3.7 e 3.3.8:

$$\varepsilon_{cc}(t, 28) = \varepsilon_{cc}(28) 0,50 t^{0,20 t} \quad (3.3.7)$$

$$\varepsilon_{cc}(t, 28) = \varepsilon_{cc}(28) (-6,19 + 2,15 \ln t)^{0,38} \quad (3.3.8)$$

onde $\varepsilon_{cc}(t, 28)$ representa a fluência específica a longo prazo em 10^{-6} por MPa.

- *Fluência conforme ABNT-NBR6118 (2003)*: Nos casos em que a tensão não varia significativamente, permite-se que as deformações por fluência sejam calculadas simplifadamente pela expressão:

$$\varepsilon_{cc}(t_{\infty}, t_0) = \sigma(t_0) \left[\frac{1}{E(t_0)} + \frac{\phi(t_{\infty}, t_0)}{E(28)} \right] \quad (3.3.9)$$

Onde: $\varepsilon_{cc}(t_{\infty}, t_0)$ é a deformação específica total do concreto entre os instantes t_0 e t_{∞}

$E(t_0)$ é módulo de elasticidade do concreto no instante de aplicação da carga

$E(28)$ é o módulo de elasticidade do concreto aos 28 dias

$\sigma(t_0)$ é a tensão aplicada no instante inicial

$\varphi(t_{\infty}, t_0)$ é o limite para o qual tende o coeficiente de fluência provocado por carregamento aplicado em t_0

- *Lei de potência:* O concreto tem baixo valor de módulo de elasticidade em idades jovens e a equação de potência pode prever a fluência para esta situação (MEHTA e MONTEIRO, 1994). A equação colocada aqui, conforme KRAUS (1980), é conhecida como a lei de potência de *Bailey-Norton*. É utilizada para modelagem na região de fluência primária e secundária (vide Figura 2.7 para definições destas regiões). Assim tem-se a seguinte equação:

$$\varepsilon_{cc}(t, t_0) = A \sigma^m t^n \quad (3.3.9)$$

Essa equação será utilizada para a modelagem computacional dos problemas desta dissertação. O desenvolvimento dessa equação pode ser verificado no Anexo 2.

3.4 ESTADO PLANO

3.4.1 Estado plano de tensões

As tensões uniaxiais e biaxiais são casos particulares de condição mais geral conhecida com tensões planas. Um elemento com tensões planas pode ter tensões normais e de cisalhamento nas faces x e y , como se vê na Figura 3.12(a), porém não pode existir tensão alguma na face z . A tensão de cisalhamento na face x será indicada por τ_{yx} , o primeiro índice indicando a direção da tensão e o segundo, a face em que ela atua (TIMOSHENKO, 1993).

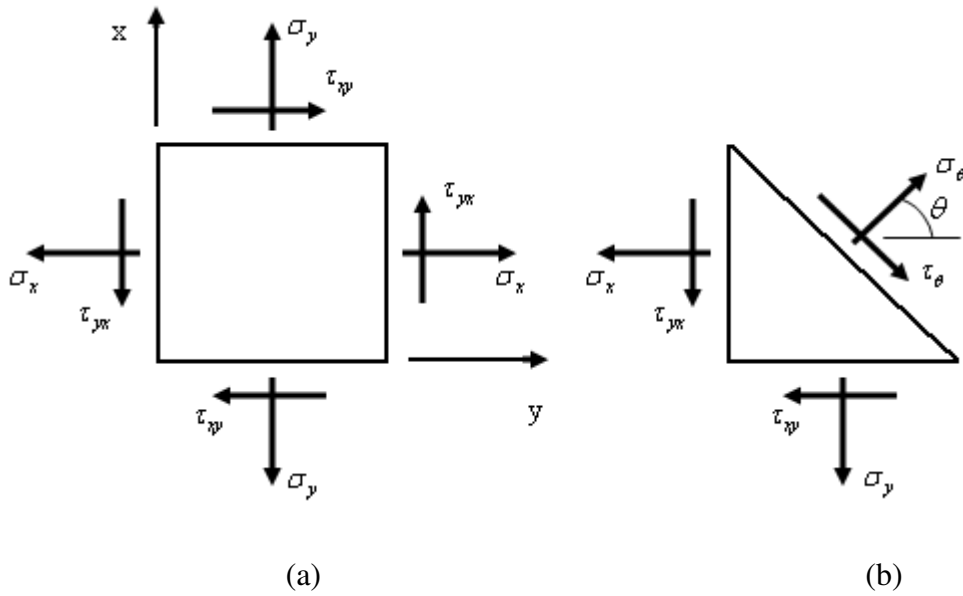


Figura 3.12 – Elemento sujeito a tensões planas

No plano em que $\theta = 0$ (a face x do elemento), tem-se $\tau_\theta = -\tau_{yx}$ e no plano $\theta = 90^\circ$, $\tau_\theta = \tau_{xy}$. Da igualdade das tensões de cisalhamento em planos perpendiculares resulta, obviamente, que $\tau_{yx} = \tau_{xy}$.

Considera-se agora uma seção cuja normal faça um ângulo θ com o eixo x Figura 3.12(b). As condições de equilíbrio, do elemento triangular, permitem determinar as tensões normal, σ_θ , e de cisalhamento, τ_θ , que nele atuam. Com isso o equilíbrio das forças nas direções σ_θ e τ_θ são, respectivamente:

$$\sigma_\theta = \sigma_x \cos^2 \theta + \sigma_y \sin^2 \theta + 2\tau_{yx} \sin \theta \cos \theta \quad (3.4.1a)$$

$$\tau_\theta = (\sigma_x - \sigma_y) \sin \theta \cos \theta + \tau_{yx} (\sin^2 \theta - \cos^2 \theta) \quad (3.4.1b)$$

Utilizando relações trigonométricas tem-se:

$$\sigma_\theta = \frac{1}{2}(\sigma_x + \sigma_y) + \frac{1}{2}(\sigma_x - \sigma_y) \cos 2\theta + \tau_{yx} \sin 2\theta \quad (3.4.2a)$$

$$\tau_\theta = \frac{1}{2}(\sigma_x - \sigma_y) \sin 2\theta - \tau_{yx} \cos 2\theta \quad (3.4.2b)$$

Para as tensões principais verifica-se que quando um ângulo θ , visto na Figura 3.12, varia de 0° a 360° , as tensões σ_θ e τ_θ também variam e os valores máximo e mínimo de σ_θ são as tensões principais. Os planos principais em que essas tensões ocorrem podem ser determinados derivando-se $d\sigma_\theta/d\theta$, igualando-se a zero e resolvendo para θ . Assim da equação 3.4.2a, vem:

$$\frac{d\sigma_\theta}{d\theta} = -(\sigma_x - \sigma_y)\sin 2\theta + 2\tau_{yx}\cos 2\theta \quad (3.4.3a)$$

ou

$$\tan 2\theta_p = \frac{2\tau_{yx}}{\sigma_x - \sigma_y} \quad (3.4.3b)$$

Onde θ_p substitui θ para indicar os ângulos que definem os planos horizontais. Há dois valores de $2\theta_p$ com uma diferença de 180° , dados pela equação 3.4.3b; o primeiro, entre 0° e 180° e o segundo entre 180° e 360° . Assim tem-se dois valores de θ_p , um entre 0° e 90° e outro entre 90° e 180° , um acarreta em σ_θ máximo e o outro em σ_θ mínimo. Estas duas tensões principais ocorrem em planos perpendiculares.

Fazendo manipulações algébricas obtêm-se as seguintes formulações para tensões principais:

$$\sigma_{I,II} = \frac{\sigma_x + \sigma_y}{2} \pm \sqrt{\left(\frac{\sigma_x - \sigma_y}{2}\right)^2 + \tau_{yx}^2} \quad (3.4.4)$$

Para se obter as tensões máximas de cisalhamento e os planos em que atuam, toma-se a derivada $d\tau_\theta/d\theta$, da equação 3.4.2b, e igualando-a a zero, tem-se:

$$\cot g 2\theta_s = -\frac{2\tau_{yx}}{\sigma_x - \sigma_y} \quad (3.4.5)$$

Onde θ_s indica o ângulo correspondente ao plano de tensão máxima de cisalhamento.

Comparando a expressão acima com a 3.4.3b, vê-se que $\cot g 2\theta_s = -\tan 2\theta_p$, donde se conclui

que $2\theta_s$ e $2\theta_p$ devem diferir de 90° . Assim os planos de tensão máxima de cisalhamento estão a 45° graus com os planos principais. Substituindo o valor de $2\theta_s$, da expressão 3.4.5, em 3.4.2b tem-se:

$$\tau_{máx} = \sqrt{\left(\frac{\sigma_x - \sigma_y}{2}\right)^2 + \tau_{yx}^2} \quad (3.4.6)$$

ou

$$\tau_{máx} = \frac{\sigma_1 - \sigma_2}{2} \quad (3.4.7)$$

Nos planos de tensões máximas de cisalhamento, as tensões normais são:

$$\sigma_\theta = \frac{\sigma_x + \sigma_y}{2} \quad (3.4.8)$$

3.4.2 Estado plano de deformações

Considere-se um corpo com as seguintes características, conforme Figura 3.13:

- Corpo prismático gerado por translação de uma figura plana ao longo de um eixo. A figura plana é paralela ao plano (x_1, x_2) e o eixo referido atrás é x_3 ;
- A dimensão do corpo segundo x_3 é muito superior às dimensões restantes;
- Todas as ações apresentam componente segundo x_3 nula, isto é, atuam paralelamente ao plano (x_1, x_2) (AZEVEDO, 1996);
- As ações não variam com x_3 ;

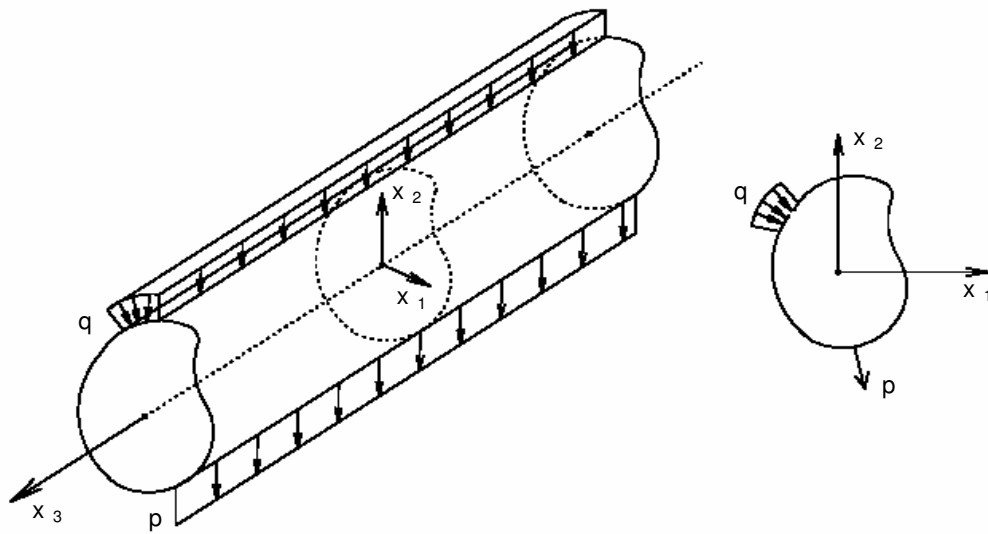


Figura 3.13 – Corpo sujeito a um estado plano de deformação

Nestas circunstâncias admite-se o seguinte:

- Os deslocamentos de qualquer ponto x_3 são nulos;
- Os deslocamentos segundo x_1 e x_2 não variam com x_3 ;

Levando em consideração que o campo de deslocamento de uma partícula, que passa de uma posição P para a posição Q resultando no vetor \overline{PQ} é:

$$u = x(X, t) - X \quad (3.4.9)$$

e de acordo com a Figura 3.14, a equação 3.4.9 se refere ao campo de deslocamento de uma partícula, da posição de referência t_0 para a posição no tempo t (LAI, 1993) onde :

$$x = x(X, t) \text{ com } X = x(X, t_0) \quad (3.4.10)$$

E que:

$$x = x_1 e_1 + x_2 e_2 + x_3 e_3 \quad (3.4.11)$$

$$X = X_1 e_1 + X_2 e_2 + X_3 e_3 \quad (3.4.12)$$

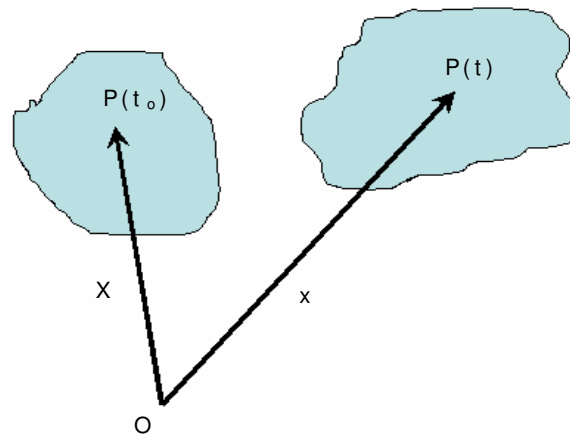


Figura 3.14 – Deslocamento de uma partícula da configuração de referência no tempo t_0 para t

Estas hipóteses podem ser expressas do seguinte modo, levando-se em consideração estado plano de deformações:

$$u_1(x_1, x_2, x_3) = u_1(x_1, x_2) \quad (3.4.13)$$

$$u_2(x_1, x_2, x_3) = u_2(x_1, x_2) \quad (3.4.14)$$

$$u_3(x_1, x_2, x_3) = 0 \quad (3.4.15)$$

Quando um corpo apresenta este conjunto de características diz-se que está sujeito a um estado plano de deformação. Referem-se como exemplos os muros de suporte de terras e barragens gravidade, Figura 3.15.

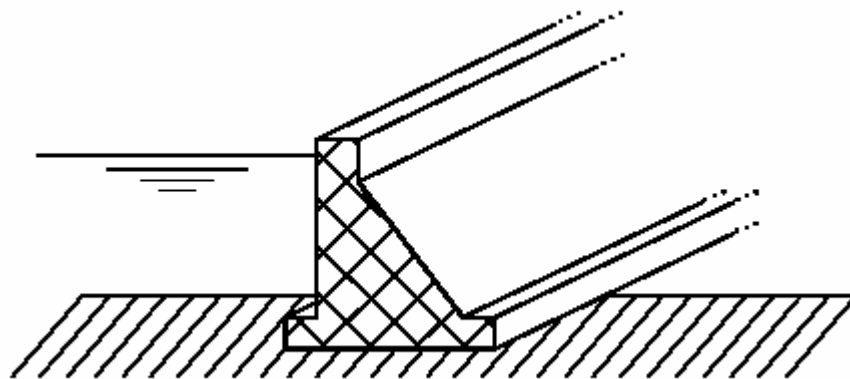


Figura 3.15 – Barragem de gravidade

Atendendo as equações 3.4.13, 3.4.14 e 3.4.15, os elementos do tensor de deformações são os seguintes:

$$E_{11} = \frac{\partial u_1}{\partial x_1} \quad (3.4.16)$$

$$E_{22} = \frac{\partial u_2}{\partial x_2} \quad (3.4.17)$$

$$E_{33} = \frac{\partial u_3}{\partial x_3} = 0 \quad (3.4.18)$$

$$E_{12} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u_1}{\partial x_2} + \frac{\partial u_2}{\partial x_1} \right) \quad (3.4.19)$$

$$E_{13} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u_1}{\partial x_3} + \frac{\partial u_3}{\partial x_1} \right) = 0 \quad (3.4.20)$$

$$E_{23} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u_2}{\partial x_3} + \frac{\partial u_3}{\partial x_2} \right) = 0 \quad (3.4.21)$$

Atendendo aos elementos que se admitem nulos, o tensor das deformações é o seguinte:

$$E = \begin{bmatrix} E_{11} & E_{12} & 0 \\ E_{12} & E_{22} & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (3.4.22)$$

Os elementos de E apresentam as seguintes expressões:

$$\varepsilon_1 = E_{11} = \frac{\partial u_1}{\partial x_1} \quad (3.4.23)$$

$$\varepsilon_2 = E_{22} = \frac{\partial u_2}{\partial x_2} \quad (3.4.24)$$

$$\varepsilon_3 = 0 \quad (3.4.25)$$

$$\gamma_{12} = 2E_{12} = \left(\frac{\partial u_1}{\partial x_2} + \frac{\partial u_2}{\partial x_1} \right) \quad (3.4.26)$$

$$\gamma_{13} = 2E_{13} = 0 \quad (3.4.27)$$

$$\gamma_{23} = 2E_{23} = 0 \quad (3.4.28)$$

Considerem-se duas direções a e b no plano (x_1, x_2) . A direção a é definida pelo ângulo α e a direção b pelo ângulo $\alpha + 90^\circ$, Figura 3.16. Os versores destas direções são \hat{n}_a e \hat{n}_b , sendo ortogonais entre si. As componentes dos versores \hat{n}_a e \hat{n}_b são as seguintes:

$$\hat{n}_a = (\cos \alpha, \sin \alpha, 0) \quad (3.4.29)$$

$$\hat{n}_b = (-\sin \alpha, \cos \alpha, 0) \quad (3.4.30)$$

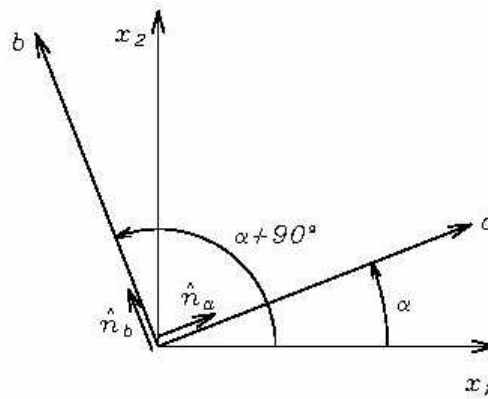


Figura 3.16 – Estado plano de deformação – direções a e b

A extensão segundo a direção a , com ângulos coincidentes entre as direções, ou seja ângulo de 0° entre si, é a seguinte:

$$\varepsilon_a = \hat{n}_a^T E \hat{n}_a \quad (3.4.31)$$

Substituindo as equações 3.4.22 e 3.4.29 em 3.4.31, resulta:

$$\varepsilon_a = \begin{bmatrix} \cos \alpha & \sin \alpha & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} E_{11} & E_{12} & 0 \\ E_{12} & E_{22} & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \cos \alpha \\ \sin \alpha \\ 0 \end{bmatrix} \quad (3.4.32)$$

Que é equivalente a:

$$\varepsilon_a = E_{11} \cos^2 \alpha + E_{22} \sin^2 \alpha + E_{12} \sin(2\alpha) \quad (3.4.33)$$

De um modo semelhante, com direções ortogonais, ou seja, ângulo de 90° entre si tem-se:

$$\frac{\gamma_{ab}}{2} = \hat{n}_a^T E \hat{n}_b \quad (3.4.34)$$

Substituindo as equações 3.4.22 e 3.4.29 em 3.4.34, resulta:

$$\frac{\gamma_{ab}}{2} = [\cos \alpha \quad \sin \alpha \quad 0] \begin{bmatrix} E_{11} & E_{12} & 0 \\ E_{12} & E_{22} & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} -\sin \alpha \\ \cos \alpha \\ 0 \end{bmatrix} \quad (3.4.35)$$

Que é equivalente a

$$\frac{\gamma_{ab}}{2} = \frac{E_{22} - E_{11}}{2} \sin(2\alpha) + E_{12} \cos(2\alpha) \quad (3.4.36)$$

Apresentando agora uma definição válida apenas para estado plano:

- A distorção associada a uma direção α é a distorção entre essa direção e a direção $\alpha + 90^\circ$.

Nestas circunstâncias considera-se que a extensão numa direção α é ε ($= \varepsilon_a$) e que a distorção numa direção α é γ ($= \gamma_{ab}$).

Atendendo a estas considerações e a 3.4.23, 3.4.24 e 3.4.26, as equações 3.4.33 e 3.4.36 podem ser escritas da seguinte forma:

$$\varepsilon = \varepsilon_1 \cos^2 \alpha + \varepsilon_2 \sin^2 \alpha + \frac{\gamma_{12}}{2} \sin(2\alpha) \quad (3.4.37)$$

$$\frac{\gamma}{2} = \frac{\varepsilon_2 - \varepsilon_1}{2} \sin(2\alpha) + \frac{\gamma_{12}}{2} \cos(2\alpha) \quad (3.4.38)$$

Tal como no caso do estado plano de tensão, no estado plano de deformação é mais freqüente designar os eixos coordenados por (x, y) em vez de (x_1, x_2) .

Assim, as expressões 3.4.37 e 3.4.38 passam a ser:

$$\varepsilon = \varepsilon_x \cos^2 \alpha + \varepsilon_y \sin^2 \alpha + \frac{\gamma_{xy}}{2} \sin(2\alpha) \quad (3.4.39)$$

$$\frac{\gamma}{2} = \frac{\varepsilon_y - \varepsilon_x}{2} \sin(2\alpha) + \frac{\gamma_{xy}}{2} \cos(2\alpha) \quad (3.4.40)$$

Estas expressões coincidem com as que foram obtidas no caso do estado plano de tensão, desde que se considere a seguinte analogia :

$$\sigma_x \Leftrightarrow \varepsilon_x \quad (3.4.41)$$

$$\sigma_y \Leftrightarrow \varepsilon_y \quad (3.4.42)$$

$$\tau_{xy} \Leftrightarrow \gamma_{xy} / 2 \quad (3.4.43)$$

$$\sigma_\theta \Leftrightarrow \varepsilon \quad (3.4.44)$$

$$\tau_\theta \Leftrightarrow \gamma / 2 \quad (3.4.45)$$

Segundo (TIMOSHENKO, 1993), nas pesquisas experimentais, sobre comportamento dos materiais e estruturas, é comum determinar-se as deformações por meio de medidores. Assim, é interessante obter relações teóricas entre as deformações normais e de cisalhamento, em várias direções, analogamente às obtidas para o Estado Plano de Tensão. Assim, todas as conclusões obtidas para o estado plano de tensão podem ser imediatamente adaptadas ao caso do estado plano de deformação (AZEVEDO, 1996). A analogia entre as equações das tensões e deformações planas mostra que todas as observações feitas para os primeiros têm contrapartida nas segundas (TIMOSHENKO, 1993). Assim tem-se, para as deformações principais:

$$\varepsilon_{I,II} = \frac{\varepsilon_x + \varepsilon_y}{2} \pm \sqrt{\left(\frac{\varepsilon_x - \varepsilon_y}{2}\right)^2 + \left(\frac{\gamma_{yx}}{2}\right)^2} \quad (3.4.46)$$

E para a deformação máxima de cisalhamento tem-se:

$$\frac{1}{2} \gamma_{máx} = \sqrt{\left(\frac{\varepsilon_x - \varepsilon_y}{2}\right)^2 + \left(\frac{\gamma_{yx}}{2}\right)^2} \quad (3.4.47)$$

Nos planos em que a deformação de cisalhamento é máxima, as deformações normais são:

$$(\varepsilon_x - \varepsilon_y)^2 / 2 \quad (3.4.48)$$

3.5 MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS

Sabe-se, através da referência de vários autores, que o MEF teve início aproximado em 1960 através de *Ray Clough*. As técnicas matemáticas usadas anteriormente a 1960 foram acopladas ao MEF sendo diferentes das formulações existentes nos tempos de hoje.

Os avanços para uma formatação do MEF para os modelos existentes, de maior aceitação, são originados no final da década de 60 e início da de 70. Inicialmente os elementos finitos mais comuns eram os triangulares e tetraédricos, passando-se mais tarde a dar preferência aos quadriláteros e aos hexaedros (AZEVEDO, 2003).

A maior contribuição no desenvolvimento e proliferação do MEF deve-se ao desenvolvimento dos computadores, que ocorreu no final da década de 80 até os dias de hoje. Com computadores mais potentes, as formulações matemáticas e os grandes sistemas de equações lineares e não-lineares, puderam ser resolvidos em um prazo de tempo, relativamente curto.

Pode-se prever futuro promissor para o MEF, pois, com o desenvolvimento de tecnologias, relacionadas à velocidade computacional, tais como memórias e redes paralelas de computação permitindo que os problemas sejam realizados com mais rapidez podendo-se modelar problemas de maior complexidade matemática.

3.5.1 Formulação básica do MEF

O Método dos Elementos Finitos clássico baseia-se no método dos deslocamentos e na discretização de uma estrutura em sub-estruturas. Cada uma dessas sub-estruturas designa-se por elemento finito e o seu comportamento total é considerado como a soma delas.

Cada elemento finito tem n nós, sendo apenas considerados explicitamente os deslocamentos generalizados nesses nós. Os deslocamentos nos pontos restantes do elemento finito obtêm-se por interpolação.

A formulação variacional do MEF baseia-se nos métodos de *Rayleigh-Ritz* e de *Galerkin*. As soluções aproximadas obtidas pelo método variacional de *Ritz* são mais reconhecidas entre

aqueles que trabalham com o MEF. Este método consiste na substituição das funções de solução do problema em funções aproximadas. A escolha da função de aproximação correta, para um determinado tipo de problema, é de fundamental importância na solução aproximada final. O método de *Galerkin* utiliza funções peso, que são as próprias funções empregadas para definir a função aproximada do problema.

Enquanto o método de *Galerkin* fornece uma maneira elegante para obter soluções aproximadas de problemas de valor de contorno, ele traz alguns inconvenientes. No método como ele é descrito não há uma forma sistemática para construir funções de base. Para o analista é deixada uma imensa gama de possibilidades de escolha para essas funções, e o desconforto de saber que dessa escolha dependerá a qualidade da sua solução aproximada (ODEN et. al, 1981).

3.5.2 Tipos de elementos finitos

Os elementos podem ser lineares, quadráticos ou de ordem superior. Os elementos lineares possuem nós somente nos vértices dos elementos e consideram apenas variações lineares da variável de campo. Os elementos quadráticos possuem nós entre os vértices e admitem variações quadráticas. Nos elementos de ordem superior, são consideradas desde variações quadráticas até as de ordem superior.

Diversas formulações têm sido desenvolvidas para elementos planos, sólidos, de placas e cascas, elementos axissimétricos, isoparamétricos, harmônicos, lineares e quadráticos, visando à resolução de uma série de problemas nas áreas estrutural, térmica, eletromagnética, fluídos dentre outras. A Figura 3.17 apresenta alguns exemplos de elementos finitos bidimensionais.

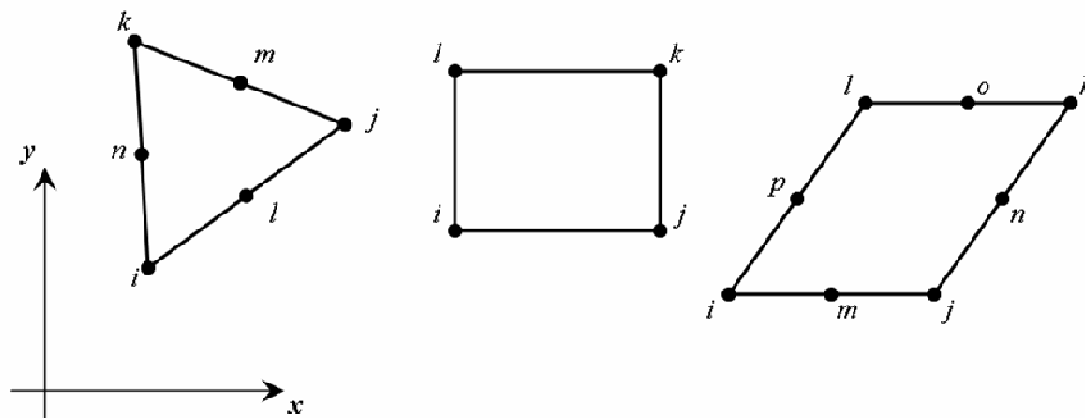


Figura 3.17 – Tipos de elementos finitos bi-dimensionais

3.5.3 Funções de forma

A seleção das funções de forma, ou de interpolações, é parte indispensável na modelagem e análise por elementos finitos. A seleção adequada destas funções de forma, juntamente com o tipo de elemento, implica diretamente nos resultados da modelagem atingindo um nível de aproximação satisfatória e um custo computacional pequeno. Outra variante que interfere no custo computacional é o refinamento da malha.

A principal idéia da formulação do elemento finito isoparamétrico é conseguir uma relação entre os deslocamentos do elemento em qualquer ponto e os deslocamentos nodais do elemento diretamente com o uso de funções de interpolação ou de forma (BATHE, 1996).

A variável de campo pode ser um escalar, um vetor ou um tensor. As funções de interpolação descrevem como a variável de campo pode ser aproximada a partir dos valores nodais do elemento.

As funções de forma serão mais detalhadas e exemplificadas no item 3.5.4 a seguir.

Descreve-se neste trabalho a formulação em MEF para um elemento isoparamétrico quadrilateral para problemas bidimensionais que envolvem o estado plano, que é foco principal desta dissertação.

3.5.4 MEF para problemas bi-dimensional de estado plano

O procedimento básico, na formulação de elementos finitos isoparamétricos, é expressar as coordenadas do elemento e dos seus deslocamentos através de funções de forma usando o sistema de coordenada global (BATHE, 1996).

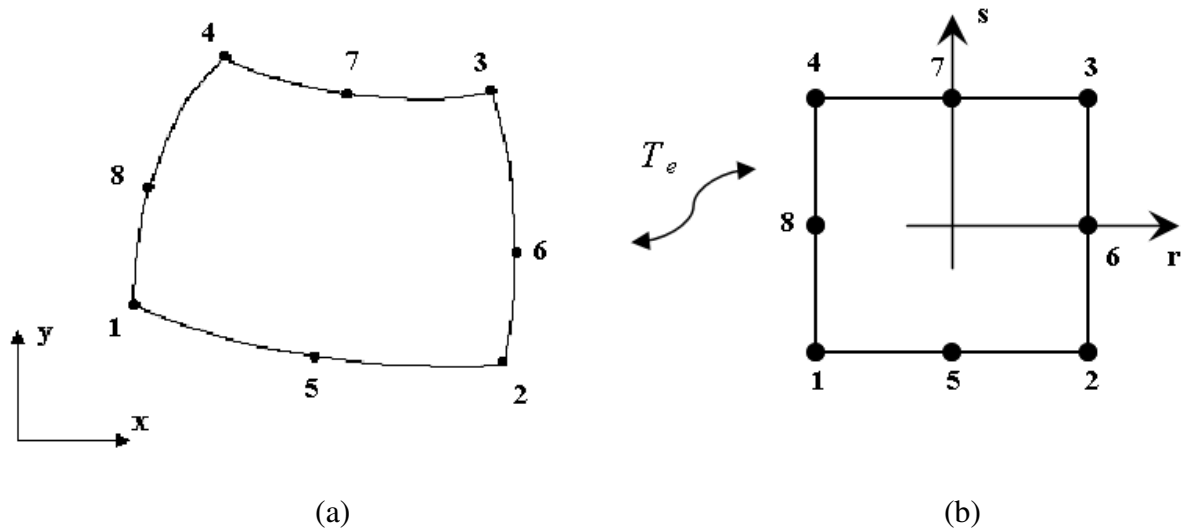


Figura 3.18 – Mapeamento entre o elemento finito genérico (a) e o correspondente elemento padrão (b)

A geometria utilizada nesta dissertação é um elemento finito de oito nós com lados curvos, cujas coordenadas estão no referencial global, ver Figura 3.18(a).

A espessura do elemento finito laminar representado na Figura 3.18 é designada por h , que pode também ser uma função de x e y . Para facilitar cálculos matemáticos e programação em computador, faz-se necessária à utilização de uma transformação de coordenadas (T_e), definida a abaixo, passando do plano $x-y$ para o plano $r-s$, resultando em um elemento quadrilátero mostrado na Figura 3.18(b).

$$T_e : \begin{cases} x \rightarrow x(r,s) \\ y \rightarrow y(r,s) \end{cases} \quad (3.5.1)$$

Faz-se necessário, nesta transformação de coordenadas (T_e), a utilização das seguintes interpolações:

$$x = \sum_{i=1}^n N_i x_i \quad \text{e} \quad y = \sum_{i=1}^n N_i y_i \quad (3.5.2)$$

onde x e y são as coordenadas em qualquer ponto e x_i e y_i , $i=1\dots n$, são as coordenadas dos n nós do elemento. As funções de interpolações, ou de forma, N_i são definidas no referencial global do elemento, cujas variáveis são r e s que variam cada uma delas de -1 a $+1$.

As interpolações dos deslocamentos, na formulação isoparamétrica, são realizadas da mesma maneira que as interpolações das coordenadas, ou seja:

$$u = \sum_{i=1}^n N_i u_i \quad \text{e} \quad v = \sum_{i=1}^n N_i v_i \quad (3.5.3)$$

originando,

$$\begin{bmatrix} u \\ v \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} N_1 & 0 & N_2 & 0 & \dots & \dots & N_8 & 0 \\ 0 & N_1 & 0 & N_2 & \dots & \dots & 0 & N_8 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} u_1 \\ v_1 \\ u_2 \\ v_2 \\ \vdots \\ \vdots \\ u_8 \\ v_8 \end{bmatrix} \quad (3.5.4)$$

ou, de uma forma mais compacta,

$$\vec{u} = \overline{N} \vec{a} \quad (3.5.5)$$

Onde u e v são os deslocamentos do elemento no referencial local em qualquer ponto do elemento e u_i e v_i , $i=1\dots n$ são os deslocamentos correspondentes nestes nós.

Para poder avaliar a matriz de rigidez de um elemento, deve-se calcular a matriz de deformações correspondente nestes nós. As deformações do elemento são obtidas em termos das derivadas dos deslocamentos do elemento no referencial local. Como os deslocamentos do

elemento são definidos no referencial global, usando a equação 3.5.3, é necessário relacionar as derivadas x e y às derivadas r e s .

3.5.5 Campo de deformações

Para o estado plano, o campo de deformações é definido da seguinte forma:

$$\begin{bmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_2 \\ \gamma_{12} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{\partial}{\partial x} & 0 \\ 0 & \frac{\partial}{\partial y} \\ \frac{\partial}{\partial y} & \frac{\partial}{\partial x} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} u \\ v \end{bmatrix} \quad (3.5.6)$$

Ou ainda, de uma maneira mais simples:

$$\bar{\varepsilon} = \Delta \bar{u} \quad (3.5.7)$$

Substituindo a equação 3.5.5 em 3.5.7, tem-se:

$$\bar{\varepsilon} = \Delta \bar{N} \bar{a} \quad (3.5.8)$$

A matriz de deformações \bar{B} é dada por:

$$\bar{B} = \Delta \bar{N} \quad (3.5.9)$$

Utilizando a expressão 3.5.9 em 3.5.8 resulta na expressão:

$$\bar{\varepsilon} = \bar{B} \bar{a} \quad (3.5.10)$$

Expandindo a matriz \bar{B} tem-se,

$$\bar{B} = \begin{bmatrix} \frac{\partial N_1}{\partial x} & 0 & \frac{\partial N_2}{\partial x} & 0 & \dots & \dots & \frac{\partial N_8}{\partial x} & 0 \\ 0 & \frac{\partial N_1}{\partial y} & 0 & \frac{\partial N_2}{\partial y} & \dots & \dots & 0 & \frac{\partial N_8}{\partial y} \\ \frac{\partial N_1}{\partial y} & \frac{\partial N_1}{\partial x} & \frac{\partial N_2}{\partial y} & \frac{\partial N_2}{\partial x} & \dots & \dots & \frac{\partial N_8}{\partial y} & \frac{\partial N_8}{\partial x} \end{bmatrix} \quad (3.5.11)$$

3.5.6 Princípio dos trabalhos virtuais (PTV)

O princípio dos trabalhos virtuais estabelece que o trabalho realizado pelas tensões internas na deformação virtual do corpo é igual ao trabalho realizado pelas forças exteriores nos deslocamentos virtuais dos seus pontos de aplicação (COOK et. al, 2002).

$$\text{Trabalho Interno} = \text{Trabalho Externo} \quad (3.5.12)$$

Apresenta-se em seguida na equação 3.5.13 uma versão simplificada do princípio dos trabalhos virtuais (PTV) adaptada ao caso das barras sujeitas a deslocamentos e forças apenas axiais.

$$\int_V \delta \vec{\epsilon}^T \vec{\sigma} dV = \int_L \delta \vec{u}^T \vec{p} dL \quad (3.5.13)$$

Onde δ indica que as deformações ou deslocamentos são virtuais e $\delta \vec{\epsilon}$ apresenta componentes em correspondência com o vetor $\vec{\epsilon}$, definido na equação 3.5.7. Para o estado plano o vetor $\vec{\sigma}$ é o seguinte:

$$\vec{\sigma} = \begin{bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \tau_{xy} \end{bmatrix} \quad (3.5.14)$$

3.5.7 Matriz de rigidez e vetor solicitação

Definindo como h a espessura do elemento finito tem-se:

$$dV = h dS \quad (3.5.15)$$

Adaptando a equação 3.5.10 para deformação virtual tem-se o seguinte,

$$\delta \vec{\epsilon} = \bar{B} \delta \vec{a} \Leftrightarrow \delta \vec{\epsilon}^T = \delta \vec{a}^T \bar{B}^T \quad (3.5.16)$$

Para um estado plano tem-se a seguinte relação constitutiva:

$$\vec{\sigma} = \bar{D} \vec{\epsilon} \quad (3.5.17)$$

Onde a matriz de elasticidade é definida conforme o estado plano de tensão ou estado plano de deformação como segue.

$$\bar{D} = \begin{bmatrix} \frac{E}{1-\nu^2} & \frac{E\nu}{1-\nu^2} & 0 \\ \frac{E\nu}{1-\nu^2} & \frac{E}{1-\nu^2} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{E}{2(1+\nu)} \end{bmatrix} \quad \text{- Estado Plano de Tensão} \quad (3.5.18)$$

$$\bar{D} = \begin{bmatrix} 1-\nu & \nu & 0 \\ \nu & 1-\nu & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1-2\nu}{2} \end{bmatrix} \quad \text{- Estado Plano Deformação} \quad (3.5.19)$$

Substituindo a equação 3.5.10 em 3.5.17 tem-se:

$$\vec{\sigma} = \bar{D}\bar{B}\vec{a} \quad (3.5.20)$$

A expressão 3.5.5 referida à deformação virtual é a seguinte:

$$\delta\vec{u} = \bar{N}\delta\vec{a} \Leftrightarrow \delta\vec{u}^T = \delta\vec{a}^T \bar{N}^T \quad (3.5.21)$$

Substituindo as equações acima na expressão 3.5.13 tem-se:

$$\int_S \delta\vec{a}^T \bar{B}^T \bar{D}\bar{B}\vec{a} dS = \int_L \delta\vec{a}^T \bar{N}^T \vec{p} dL \quad (3.5.22)$$

Uma vez que $dS = dx dy$ e, os deslocamentos nodais não dependem das variáveis x e y , os vetores $\delta\vec{a}^T$ e \vec{a} podem passar para fora do integral originando:

$$\int_S \bar{B}^T \bar{D}\bar{B} dS \vec{a} = \int_L \bar{N}^T \vec{p} dL \quad (3.5.23)$$

que através do PTV resulta-se:

$$\bar{K} \vec{a} = \vec{F} \quad (3.5.24)$$

$$\bar{K} = \int_S \bar{B}^T \bar{D}\bar{B} dS \quad (3.5.25)$$

$$\vec{F} = \int_L \bar{N}^T \vec{p} dL \quad (3.5.26)$$

O vetor de deslocamentos nodais \vec{a} está definido na equação 3.5.5.

Após a substituição das variáveis indicadas na equação 3.5.1. A integral da expressão 3.5.25 passa a ser escrita da seguinte forma:

$$\bar{K} = \int_{-1}^{+1} \int_{-1}^{+1} \bar{B}^T \bar{D} B h |\bar{J}| dr ds \quad (3.5.27)$$

Onde $|\bar{J}|$ é o determinante da matriz Jacobiano que corresponde à transformação da equação 3.5.1 que é definido como:

$$\bar{J} = \begin{bmatrix} \frac{\partial x}{\partial r} & \frac{\partial x}{\partial s} \\ \frac{\partial y}{\partial r} & \frac{\partial y}{\partial s} \end{bmatrix} \text{ e } |\bar{J}| = \frac{\partial x}{\partial r} \frac{\partial y}{\partial s} - \frac{\partial x}{\partial s} \frac{\partial y}{\partial r} \quad (3.5.28)$$

Para permitir o cálculo da integral da equação 3.5.28, todos os componentes da função integranda devem estar em função de r e s , inclusive h , que pode ser função variável de x e y e que pode ser transformada para r e s .

Existem casos de estruturas onde a matriz elástica \bar{D} não é constante podendo utilizar o mesmo campo de interpolação para definir E e ν em função de r e s .

Como exemplo, as funções de forma para um elemento isoparamétrico de oito nós são dadas abaixo:

$$\left\{ \begin{array}{l} N_1(r,s) = \frac{1}{4}(1-r)(1-s)(-1-r-s) \\ N_2(r,s) = \frac{1}{4}(1+r)(1-s)(-1+r-s) \\ N_3(r,s) = \frac{1}{4}(1+r)(1+s)(-1+r+s) \\ N_4(r,s) = \frac{1}{4}(1-r)(1+s)(-1-r+s) \\ N_5(r,s) = \frac{1}{2}(1-r^2)(1-s) \\ N_6(r,s) = \frac{1}{2}(1+r)(1-s^2) \\ N_7(r,s) = \frac{1}{2}(1-r^2)(1+s) \\ N_8(r,s) = \frac{1}{2}(1-r)(1-s^2) \end{array} \right. \quad (3.5.29)$$

Resolvendo o sistema colocado na equação 3.5.24, têm-se os deslocamentos nodais que, através da equação constitutiva, permite determinar as tensões em cada nó do elemento.

3.5.8 Formulação do MEF para problema térmico

O Método dos Elementos Finitos (MEF) pode ser utilizado de forma eficiente na determinação da distribuição de temperaturas em estruturas com geometria e condições de contorno complexas. Como o MEF é um método genérico em relação à geometria, características do material e condições de contorno, permite a representação de estruturas de geometria complexa e arbitrária, podendo ser constituídas de materiais isotrópicos ou anisotrópicos. O mesmo modelo, ou seja, a mesma malha de elementos finitos, pode ser utilizado para as análises de transferência de calor e de tensões, minimizando os esforços computacionais requeridos ao longo da modelagem (KRÜGER, 2001).

A expressão matricial para a resolução do problema termomecânico utilizando o Método dos Elementos Finitos pode ser representada pela expressão 3.5.24, transcrita novamente a seguir.

$$\overline{K} \vec{a} = \vec{F} \quad (3.5.30)$$

Sendo: \overline{K} - matriz de rigidez global;

\vec{F} - vetor de força global incluindo todos os vetores de forças nodais equivalentes;

\vec{a} - vetor deslocamentos a ser encontrado;

Com a utilização do MEF pode-se simular com fidelidade as trocas de calor através das superfícies das estruturas, representando o estado térmico superficial e interno. Os cálculos computacionais permitem facilmente a consideração de fluxos de calor bidirecionais, em estruturas de pequenas e grandes dimensões.

No MEF, o campo de temperaturas dos elementos pode ser expresso conforme a expressão 3.5.31 a seguir.

$$T(t) = \sum_{i=1}^n N_i T_i(t) \quad (3.5.31)$$

Onde: $T(t)$ - vetor das temperaturas nodais do elemento;

$T_i(t)$ - valor da temperatura em cada nó;

N_i - matriz de interpolação ou das funções de forma.

Expandindo a equação 3.5.30 para um análise térmica transiente não linear teremos:

$$\begin{aligned} [C(T)] \left\{ \frac{dT}{dt} \right\} + [[K(T)] + [K_c(T, T)]] [T(t)] = \{R_T(T, t)\} + \{R_Q(T, t)\} + \\ + \{R_q(T, t)\} + \{R_c(T, t)\} + \{R_o(T, t)\} + \{R_r(T, t)\} \end{aligned} \quad (3.5.32)$$

onde: $[C]$ - matriz de capacitância;

$[K]$ - matriz de condutividade;

$[K_c]$ - matriz de convecção;

$[R_T]$ - vetor temperatura nodal prescrita;

$[R_Q]$ - vetor calor de geração;

$[R_q]$ - vetor fluxo de calor;

$[R_c]$ - vetor convecção;

$[R_o]$ - vetor de emissão térmica;

$[R_r]$ - vetor radiação solar direta;

O sistema referente à equação 3.5.32 é completamente resolvido após a introdução das condições de contorno, em geral, relativas a temperaturas prescritas, fluxos de calor prescritos, seja por convecção ou por radiação (KRÜGER, 2001).

3.5.9 Resultados da formulação do problema termomecânico

Resolvido a equação 3.5.30, para um problema termomecânico, obtém-se o vetor deslocamento \vec{a} para os nós referentes à discretização que, por conseguinte, pode ser convertido em deformações, ε_t , dos elementos finitos componentes do domínio, por meio do produto do vetor deslocamento com a matriz B .

O vetor deformação, ε_t , obtido, pode ser decomposto em três principais componentes, dependendo do tipo de análise adotada, conforme definição da norma já descrito na equação 2.3.2 e transcrita a seguir.

$$\varepsilon_t(t) = \varepsilon_c(t_0) + \varepsilon_{cc}(t) + \varepsilon_{cs}(t) \quad (3.5.33)$$

Onde: $\varepsilon_c(t_0)$ - deformação inicial ou elástica;

$\varepsilon_{cc}(t)$ - deformação devido à fluência;

$\varepsilon_{cs}(t)$ - deformação devido à retração.

Sendo assim, obtém-se as tensões solicitantes internas da estrutura por meio da relação termo-elástica linear da tensão com a deformação baseada na lei de Hooke, conforme equação 3.5.34 a seguir.

$$\sigma = D[\varepsilon_t(t) - \varepsilon_t(t_0)] + \sigma_0 \quad (3.5.34)$$

Onde a matriz de elasticidade, D , é definida conforme o estado plano de tensão ou estado plano de deformação como segue.

$$D = \begin{bmatrix} \frac{E}{1-\nu^2} & \frac{E\nu}{1-\nu^2} & 0 \\ \frac{E\nu}{1-\nu^2} & \frac{E}{1-\nu^2} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{E}{2(1+\nu)} \end{bmatrix} \quad \begin{array}{l} \text{- Estado Plano de Tensão} \\ \end{array} \quad (3.5.35)$$

$$D = \begin{bmatrix} 1-\nu & \nu & 0 \\ \nu & 1-\nu & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1-2\nu}{2} \end{bmatrix} \quad \begin{array}{l} \text{- Estado Plano Deformação} \\ \end{array} \quad (3.5.36)$$

CAPÍTULO 4

4 ANÁLISE TÉRMICA ESTRUTURAL CONSIDERANDO A FLUÊNCIA

A determinação exata da evolução de temperaturas, das deformações por fluência e da análise de suas tensões em uma estrutura é dificultada por uma grande complexidade de fatores envolvidos, tais como propriedades térmicas do material, composição química, dosagem, granulometria, processo de execução, confiabilidade de capacitação técnica e outras condições externas.

A metodologia proposta no presente trabalho procura oferecer recursos para a otimização de projetos de estruturas executadas em CCR através da avaliação numérica do comportamento térmico decorrente do processo de fabricação ou construção, bem como analisar o comportamento destas estruturas quando se leva em consideração o efeito da fluência.

Procura-se, primeiramente, em validar o processo de fluência, através de formulações propostas pelas bibliografias e em seguida aplicá-lo, através de uma modelagem numérica, em estruturas de CCR.

4.1 UTILIZAÇÃO DO ANSYS®

Na descrição a seguir, para os itens 4.1 e 4.2, as fontes principais foram retiradas das seguintes referências: KRÜGER (2001), ANSYS® (2003) e KAWAMURA (2005).

Para a análise de tensões originadas dos fenômenos de temperatura e fluência em estruturas de CCR, optou-se pela realização da modelagem numérica através do software ANSYS® (2003) – versão 8.0, por ser um programa de análise estrutural comercial, empregado em inúmeras empresas e universidades, e com muitos recursos disponíveis para pré e pós-processamento.

O ANSYS® (2003) possui recursos que atendem a busca de solução para problemas de engenharia através do Método dos Elementos Finitos. Além disso, este potente software de análise de elementos finitos permite a programação em uma linguagem chamada APDL (*Ansys Parametric Development Language*). Para maiores detalhes pode-se consultar o tópico “*Organization of the ANSYS Program*” do “*Operations Guide*”. O APDL é um recurso de programação disponível e utilizado neste trabalho devido ao seu potencial e a sua facilidade de uso.

A linguagem foi desenvolvida dentro de um arquivo de notas .txt e, a partir dele, o software executa a programação e a análise da estrutura. Tem-se a possibilidade de utilização do programa através de uma linha de comando .bat. Desta forma a análise é realizada sem a necessidade de abertura da tela gráfica dando mais agilidade e velocidade na confecção dos resultados e figuras.

Pelo número de tipos de modelagens e de análises que é capaz de executar, muitos de seus recursos possuem uma documentação pouco detalhada e aprofundada. Existem muitos valores e condições de uso que não são explicitamente declarados em sua documentação para um melhor ajuste dos valores de parâmetros e seus efeitos nos resultados obtidos. Portanto, tem-se necessidade de além de desenvolver o modelo proposto, efetuar avaliações dos resultados obtidos de forma criteriosa e analítica tanto quanto possível.

Antes de iniciar a descrição da modelagem é importante ressaltar que o programa APDL aqui desenvolvido possui flexibilidade sobre as grandezas físicas dimensionais, estruturais e térmicas envolvidas. Apesar de tratar de uma barragem hipotética, com dimensões da seção utilizadas da barragem de Salto Caxias, o código fonte pode ser facilmente adaptado a outras estruturas executadas por deposição de camadas. Isso é comprovado quando o código fonte é primeiramente adaptado para os blocos de concreto descritos no item 5.2.1.

No modelo numérico, programado na linguagem APDL, utilizou-se de uma técnica denominada “*Birth & Death*” que permite que os elementos de uma malha discretizada sejam ativados ou desativados na medida em que se fazem necessários, através de comandos definidos. É uma característica que pode ser utilizada em análise de escavações, construções de túneis e simulações de estágios de construção. Com o uso destes comandos, quando os elementos são desativados, não são removidos da malha, permanecendo sua representação gráfica. A desativação de um elemento consiste na multiplicação do seu respectivo valor na matriz de rigidez por um severo fator de redução, e na anulação dos valores dos carregamentos referentes ao elemento, tais como as temperaturas nodais. Um valor usual para este fator de redução adotado como padrão no software é 10^{-6} , mas outros valores podem ser atribuídos conforme as características da modelagem.

Desativar um conjunto de elementos significa diminuir os efeitos da participação destes durante as fases do processo analisado. Observa-se que os elementos estão presentes no modelo, apenas terão seus efeitos abrandados o suficiente para pouco influenciarem os demais elementos.

Para o problema a ser analisado, define-se inicialmente, a malha de elementos finitos, discretizando o problema como um todo. Posteriormente, os elementos são desativados através do comando denominado *ekill*.

À medida que cada camada da estrutura é executada, são ativados os elementos correspondentes. Através do comando denominado *Birth*, os valores das propriedades e carregamentos do elemento passam a ser considerado na matriz de rigidez e nos vetores de carregamento. Ocorrendo, em algum caso específico, a necessidade de desativar novamente algum elemento, pode-se utilizar o comando denominado *Death*. A Figura 4.1 a seguir exemplifica melhor as etapas da análise e ativação das camadas.

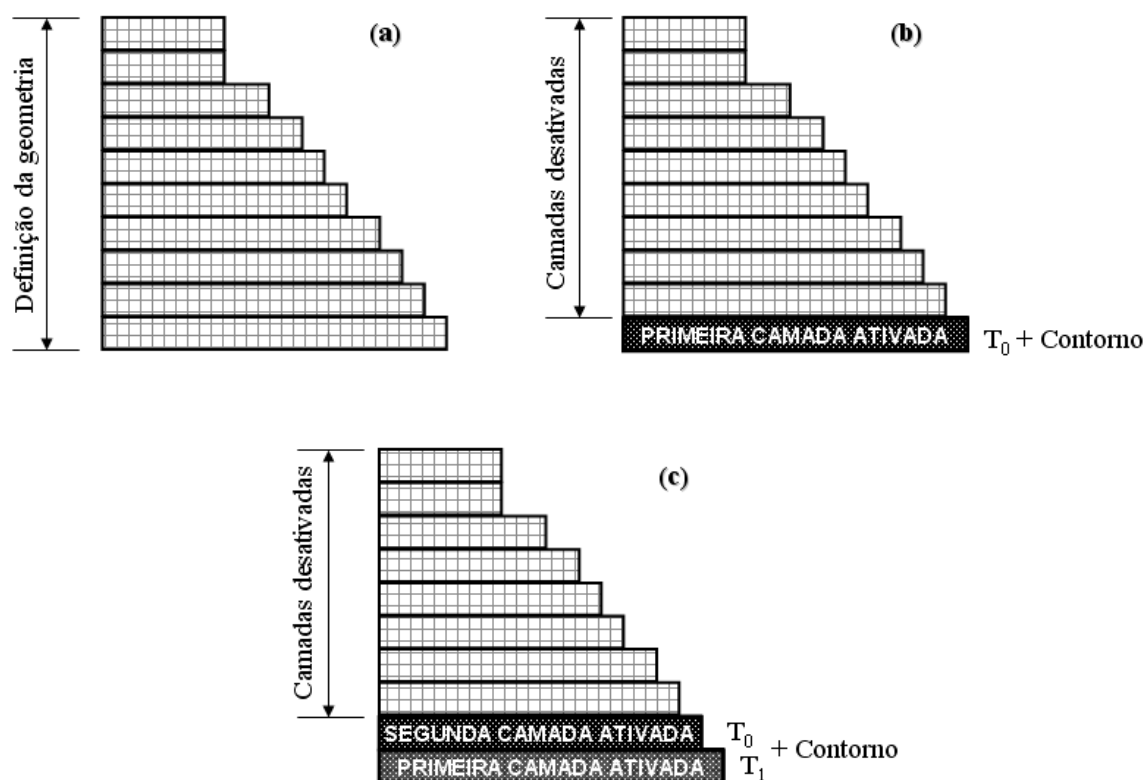


Figura 4.1 – Seqüência de análise: (a) Estrutura discretizada; (b) Primeira camada ativada; (c) Segunda camada ativada. Adaptado de KRÜGER (2001).

4.2 FLUXOGRAMA DA ANÁLISE

Para se empregar o ANSYS® (2003) é necessário seguir uma seqüência padronizada de macro-tarefas pré-definidas de acordo com o tipo de análise que se deseja executar. Na Figura 4.2 tem-se uma representação esquemática da seqüência simplificada, mas representativa dos passos executados.

- **Caixa A:** Elaboração de um modelo geométrico computacional, definindo forma, tamanho e posição das estruturas a serem analisadas. Os modelos podem ser representados através de elementos primitivos da geometria como pontos, linhas, curvas para definir as arestas e área, superfícies, volumes para definir as partes e interfaces entre os componentes das estruturas;

- *Caixa B*: Associação das propriedades dos materiais a cada componente estrutural, definindo as propriedades da malha de elementos finitos, e a geração da malha de elementos finitos;

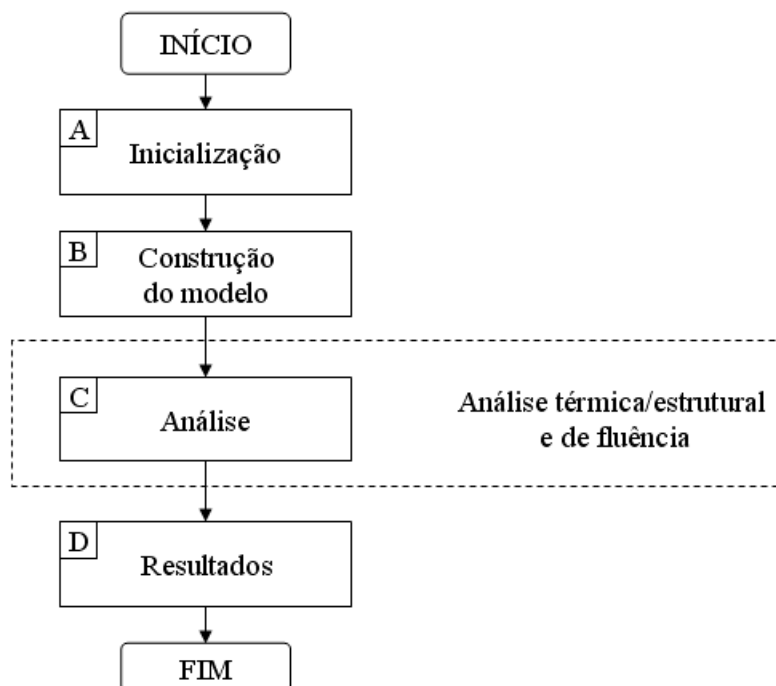


Figura 4.2 – Representação esquemática simplificada. Adaptado de KAWAMURA (2005)

- *Caixa C*: Análise térmica/estrutural e de fluência para a determinação do campo de deslocamentos, dadas as condições iniciais e de contorno, para assim estabelecer a distribuição das tensões na estrutura.
- *Caixa D*: Obtenção dos resultados nodais nos pontos de interesse, gravação dos resultados em arquivos em forma de texto e gráficos; e processamento dos resultados para se efetuar sistematicamente a análise dos mesmos;

O fluxograma mostrado na Figura 4.2 pode ser entendido e definido em um outro mais abrangente, conforme mostra a Figura 4.3.

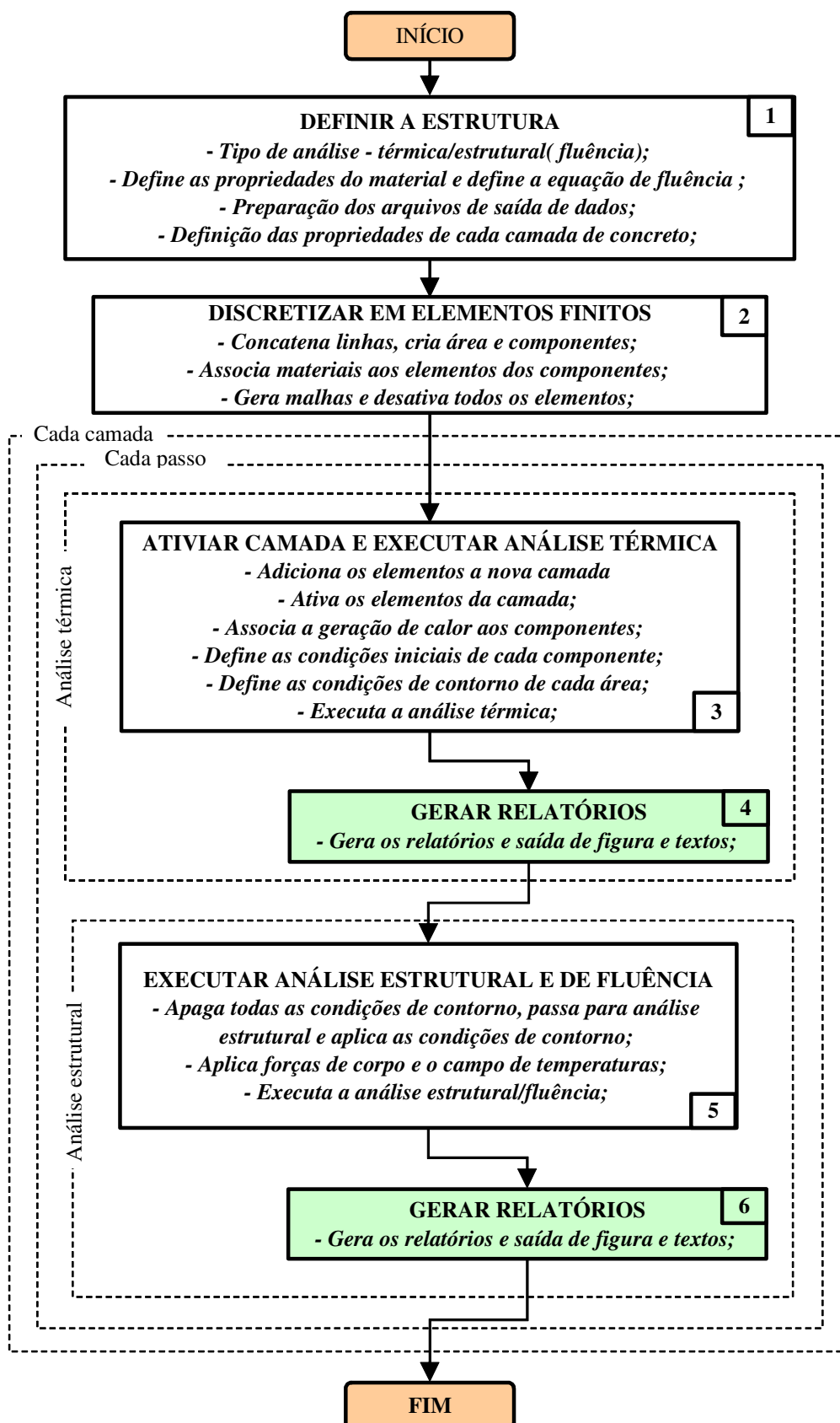


Figura 4.3 – Fluxograma da análise e seqüência de passos

- *Início:* Iniciar a análise térmica/estrutural e de fluência
 - *1. Definir a estrutura:* Definir o tipo de análise a ser realizada, térmica/estrutural (fluência). Aplicar as propriedades do material, e também o tipo de equação de fluência a ser utilizada. Preparar os arquivos de saída de dados que, posteriormente, serão usados para armazenagem dos resultados em cada passo de tempo.
 - *2. Discretizar em elementos finitos:* Gerar o modelo sólido pela concatenação das linhas para aplicação das condições de contorno, principalmente para a situação de convecção. Criar as áreas e os componentes, que serão ligados e desligados através do comando “*Birth and Death*”. Gerar as malhas das áreas e, desativar os elementos, para posterior ativação, camada a camada.
- *Em cada camada:* Entrar no “*looping*” de ativação de cada camada e executar a solução do modelo numérico através da definição do passo de carga.
- *Em cada passo:* Dividir o passo de solução dentro da camada corrente. Por exemplo, uma camada a ser executada em 12 horas pode ter passos de soluções a cada 6 horas, com o valor do passo=2, assim tem-se um refinamento da solução. Porém, a divisão deste passo leva-se a um tempo de análise maior.
 - *3. Ativar camada e executar análise térmica:* Definir o método de análise do problema. Adicionar os elementos à nova camada. Ativar os elementos da camada. Aplicar a geração de calor aos elementos ativos. Definir as condições iniciais de cada componente. Definir as condições de contorno de cada área: temperatura inicial; restrição dos graus de liberdade dos nós inativos; fluxo de calor; condição de convecção e forças de corpo. Executar a análise térmica.
 - *4. Gerar relatórios:* Gerar relatórios e figuras da distribuição de temperatura.

- 5. *Executar análise estrutural e de fluência:* Apagar as condições de contorno e modificar o elemento térmico para estrutural. Definir estado plano de deformações. Aplicar o módulo de elasticidade dependente do tempo conforme equação da Tabela 1. Selecionar a camada corrente e atualizar as propriedades do material. Aplicar as condições de contorno e as forças de corpo (aceleração da gravidade). Ler e aplicar as cargas de temperatura da análise anterior. Realizar a solução para análise estrutural e de fluência.
- 6. *Gerar relatórios:* Gerar relatórios e figuras da análise estrutural
- *Fim:* Término da análise.

CAPÍTULO 5

5 SIMULAÇÕES NUMÉRICAS

Neste capítulo serão realizados os exemplos numéricos pertinentes a este trabalho. A primeira modelagem traz a validação do modelo de fluência através de um ensaio realizado por SANTOS (2003). Na sequência, é realizada uma análise para um bloco de concreto com dimensões didaticamente definidas com espessuras e tempo de lançamentos variáveis. Este bloco foi definido inicialmente por KRÜGER (2001), adotado por KAWAMURA (2005) na análise térmica/estrutural e incluído neste trabalho para a análise de tensões por fluência. A modelagem numérica é ampliada e a metodologia é aplicada para uma barragem hipotética com dimensões como as da Usina Hidrelétrica Salto Caxias. Finaliza-se esta implementação numérica através da análise de empuxo hidrostática na mesma barragem, porém, levando-se em consideração a sua total conclusão com as propriedades dos materiais constantes.

5.1 MODELAGEM DE UM ENSAIO DE FLUÊNCIA

Neste item serão realizados alguns exemplos numéricos para a validação da proposta desta dissertação seguindo-se os seguintes passos:

- 1º) Interpreta-se os dados do ensaio de fluência;
- 1º) Aplica-se uma teoria de fluência (via Maple);
- 2º) Obtém-se solução analítica / aproximada;
- 3º) Emprega-se o modelo numa análise por MEF em modelo bi e tridimensional;
- 4º) Finaliza-se com a interpretação dos resultados através de gráficos e tabelas.

5.1.1 Exemplo 1: Ensaio de fluência CCR

O ensaio por fluência descrito neste item foi realizado por SANTOS (2003). Este artigo traz o resultado de um ensaio piloto para uma análise de fluência, de um corpo de prova moldado em CCR, através da aplicação de uma carga uniaxial e medições de deformações tridimensionais. Este foi realizado nos laboratórios do Centro Tecnológico de Engenharia Civil de Furnas Centrais Elétricas S.A.

5.1.1.1 Dados do ensaio

O corpo de prova foi submetido a uma tensão constante uniaxial (no valor de 1,37 MPa) e os dados relativos ao ensaio estão descritos abaixo:

- Corpos de prova com 25x50cm
- $I = 7$ dias (idade do corpo de prova)
- $E = 9,10 \text{ GPa}$ (módulo de elasticidade)
- $\nu = 0,20$ (coeficiente de poisson)
- $\sigma = 1,37 \text{ MPa}$ (tensão constante aplicada)

Para a validação do modelo numérico serão utilizados os resultados da deformação por fluência na direção longitudinal do corpo de prova, onde está sendo aplicada a tensão σ . A Tabela 5.1 abaixo mostra estes resultados.

TABELA 5.1 – ENSAIO POR FLUÊNCIA CCR

Tempo sob carga (dias)	Tempo sob carga (horas)	$\varepsilon_c(t_0)$ x 10⁻⁶	$\varepsilon_{cc}(t)$ x 10⁻⁶	$\varepsilon_t(t)$ x 10⁻⁶
1	24	150,55	29,41	179,96
2	48	150,55	35,59	186,14
3	72	150,55	40,38	190,93
6	144	150,55	52,34	202,89
7	168	150,55	54,96	205,51
10	240	150,55	64,59	215,14
13	312	150,55	74,68	225,23
17	408	150,55	76,90	227,45
20	480	150,55	84,25	234,80
24	576	150,55	89,38	239,93
28	672	150,55	94,22	244,77
31	744	150,55	93,24	243,79
37	888	150,55	98,89	249,44
44	1056	150,55	102,79	253,34
52	1248	150,55	109,15	259,70
59	1416	150,55	112,08	262,63
66	1584	150,55	116,33	266,88
73	1752	150,55	118,01	268,56
81	1944	150,55	123,20	273,75
87	2088	150,55	124,14	274,69
93	2232	150,55	126,65	277,20

Onde: $\varepsilon_c(t_0)$ - deformação instantânea

$\varepsilon_{cc}(t)$ - deformação por fluência

$\varepsilon_t(t)$ - deformação total

5.1.1.2 Solução analítica

A deformação elástica do concreto da Tabela 5.1 é obtida através da expressão 5.1.1 abaixo:

$$\varepsilon_c^A(t_0) = \frac{\sigma}{E} \quad (5.1.1)$$

A expressão para a deformação por fluência utilizada neste estudo, conforme definição no Anexo 2, é a seguinte:

$$\varepsilon_{cc}(t) = A\sigma^m t^n \quad (5.1.2)$$

Para a aproximação do ensaio da Tabela 5.1, referente à coluna de deformação por fluência, $\varepsilon_{cc}(t)$, foi utilizado o software *Maple*®7.0, através da biblioteca *with(CurveFitting)* para a opção *LeastSquares* (mínimos quadrados). A equação utilizada nesta aproximação foi a seguinte:

$$\varepsilon_{cc}^A(t) = Bt^{\left(\frac{1}{3}\right)} \quad (5.1.3)$$

Onde B é um fator de proporcionalidade que aproxima a expressão 5.1.3 ao ensaio da Tabela 5.1.

Ao se definirem os valores das constantes m e n da expressão 5.1.2 e, sabendo que a tensão σ é constante no tempo, observa-se que a expressão 5.1.3 tem uma relação com a expressão 5.1.2. A definição das constantes m e n , e do fator de proporcionalidade B estão descritos no Anexo 2.

Assim, chega-se aos seguintes resultados para a aproximação analítica do ensaio, conforme Tabela 5.2 a seguir.

TABELA 5.2 – APROXIMAÇÃO ANALÍTICA (VIA MAPLE) PARA O ENSAIO POR FLUÊNCIA DO CCR

Tempo sob carga (dias)	Tempo sob carga (horas)	$\varepsilon_c^A(t_0)$ x 10⁻⁶	$\varepsilon_{cc}^A(t)$ x 10⁻⁶	$\varepsilon_t^A(t)$ x 10⁻⁶	% erro (total)
1	24	150,55	29,09	179,64	0,18%
2	48	150,55	36,66	187,21	0,57%
3	72	150,55	41,96	192,51	0,83%
6	144	150,55	52,87	203,42	0,26%
7	168	150,55	55,66	206,21	0,34%
10	240	150,55	62,68	213,23	0,89%
13	312	150,55	68,41	218,96	2,78%
17	408	150,55	74,81	225,36	0,92%
20	480	150,55	78,98	229,53	2,25%
24	576	150,55	83,92	234,47	2,27%
28	672	150,55	88,35	238,90	2,40%
31	744	150,55	91,40	241,95	0,76%
37	888	150,55	96,95	247,50	0,78%
44	1056	150,55	102,71	253,26	0,03%
52	1248	150,55	108,60	259,15	0,21%
59	1416	150,55	113,27	263,82	0,45%
66	1584	150,55	117,58	268,13	0,47%
73	1752	150,55	121,60	272,15	1,34%
81	1944	150,55	125,89	276,44	0,98%
87	2088	150,55	128,92	279,47	1,74%
93	2232	150,55	131,82	282,37	1,86%

Na última coluna da Tabela 5.2 foi calculada a *% erro* entre a fluência total do ensaio e a fluência total analítica. Verifica-se que a aproximação analítica é satisfatória para a expressão 5.1.3 utilizada. É natural que a deformação elástica analítica $\varepsilon_c^A(t_0)$ seja igual a do ensaio, uma vez que a equação para sua determinação é a mesma.

5.1.1.3 Solução Ansys – PLANE183 (2D)

Foi realizada uma simulação computacional, transpondo a expressão 5.1.3 para o elemento plano PLANE183 (2D) do pacote comercial *Ansys 8.0* (ANSYS, 2003), definido no Anexo 1.

A expressão para a deformação por fluência, equivalente à equação 5.1.3, utilizada para o elemento plano em questão é:

$$\varepsilon_{cc}^{2D} = C_1 \sigma^{C_2} t^{(C_3+1)} e^{\left(\frac{C_4}{T}\right)} \quad (5.1.4)$$

Onde, as constantes C_1 , C_2 , C_3 e C_4 , são determinadas igualando-se a expressão 5.1.3 com a expressão 5.1.4. Ver Anexo 2 para o detalhamento desta aproximação.

Assim, através de uma solução não linear no tempo, a resposta final para o ensaio, referente a Tabela 5.1, levando-se em consideração o elemento plano PLANE183 (2D), está descrito na Tabela 5.3 a seguir.

TABELA 5.3 – APROXIMAÇÃO ELEMENTO PLANE183 (2D) PARA O ENSAIO POR FLUÊNCIA DO CCR

Tempo sob carga (dias)	Tempo sob carga (horas)	$\varepsilon_c^{2D}(t_0)$ x 10⁻⁶	$\varepsilon_{cc}^{2D}(t)$ x 10⁻⁶	$\varepsilon_t^{2D}(t)$ x 10⁻⁶	% erro (total)
1	24	150,55	29,08	179,63	0,19%
2	48	150,55	36,64	187,19	0,57%
3	72	150,55	41,95	192,50	0,82%
6	144	150,55	52,86	203,41	0,26%
7	168	150,55	55,65	206,20	0,34%
10	240	150,55	62,68	213,23	0,89%
13	312	150,55	68,41	218,96	2,79%
17	408	150,55	74,81	225,36	0,92%
20	480	150,55	78,97	229,52	2,25%
24	576	150,55	83,92	234,47	2,28%
28	672	150,55	88,35	238,90	2,40%
31	744	150,55	91,39	241,94	0,76%
37	888	150,55	96,95	247,50	0,78%
44	1056	150,55	102,71	253,26	0,03%
52	1248	150,55	108,59	259,14	0,21%
59	1416	150,55	113,26	263,81	0,45%
66	1584	150,55	117,58	268,13	0,47%
73	1752	150,55	121,60	272,15	1,33%
81	1944	150,55	125,88	276,43	0,98%
87	2088	150,55	128,75	279,30	1,68%
93	2232	150,55	131,82	282,37	1,86%

Analisando a resposta do programa verifica-se que, a deformação elástica, $\varepsilon_c^{2D}(t_0)$, tem o mesmo valor do ensaio e da solução analítica, subtendendo que a equação para a determinação da deformação elástica é a mesma que a expressão 5.1.1.

Verificando a coluna de *% erro*, a deformação por fluência total, $\varepsilon_t^{2D}(t)$, está próxima dos valores do ensaio e da solução analítica.

5.1.1.4 Solução Ansys – SOLID65 (3D)

A intenção de se realizar a solução para um elemento sólido 3D foi tomada pois, o *Ansys 8.0* (ANSYS, 2003) mantém em sua biblioteca um elemento específico para o concreto, o SOLID65. A finalidade é validar a proposta em 2D, foco deste trabalho, mostrando, através da solução para um elemento 3D, que a diferença de resultados é aceitável sendo possível a sua utilização.

Da mesma forma que no item 5.1.1.3, foi realizada uma simulação computacional, transpondo a expressão 5.1.3 para o elemento sólido SOLID65 (3D), definido no Anexo 1. A expressão para a deformação por fluência utilizada no elemento é a seguinte:

$$\dot{\varepsilon}_{cc}^{3D} = C_1 \sigma^{C_2} t^{C_3} e^{\left(\frac{C_4}{T}\right)} \quad (5.1.5)$$

A equação 5.1.5 está expressa em forma de taxa de deformação. Logo, para se determinarem as constantes C_1 , C_2 , C_3 e C_4 , a expressão 5.1.5 é igualada a primeira derivada, em relação ao tempo, da equação 5.1.3 (ver detalhamento do processo no Anexo 2). Assim, através de uma solução não linear no tempo, a resposta final para o ensaio referente a Tabela 5.1, levando em consideração o elemento sólido SOLID65 (3D), é descrito conforme a Tabela 5.4 a seguir.

TABELA 5.4 – APROXIMAÇÃO ELEMENTO SOLID65 (3D) PARA O ENSAIO POR FLUÊNCIA DO CCR

Tempo sob carga (dias)	Tempo sob carga (horas)	$\varepsilon_c^{3D}(t_0)$ x 10⁻⁶	$\varepsilon_{cc}^{3D}(t)$ x 10⁻⁶	$\varepsilon_t^{3D}(t)$ x 10⁻⁶	% erro (total)
1	24	151,24	26,65	177,88	1,15%
2	48	151,36	33,80	185,16	0,53%
3	72	151,40	39,19	190,59	0,18%
6	144	151,42	50,29	201,71	0,58%
7	168	151,42	53,13	204,54	0,47%
10	240	151,41	60,28	211,68	1,61%
13	312	151,39	66,10	217,50	3,43%
17	408	151,38	72,60	223,98	1,52%
20	480	151,37	76,83	228,21	2,81%
24	576	151,36	81,86	233,22	2,80%
28	672	151,35	86,35	237,70	2,89%
31	744	151,35	89,44	240,79	1,23%
37	888	151,33	95,07	246,41	1,22%
44	1056	151,33	100,92	252,24	0,43%
52	1248	151,32	106,88	258,19	0,58%
59	1416	151,31	111,61	262,92	0,11%
66	1584	151,31	115,97	267,28	0,15%
73	1752	151,30	120,04	271,34	1,04%
81	1944	151,30	124,34	275,64	0,69%
87	2088	151,30	127,45	278,75	1,48%
93	2232	151,31	130,38	281,69	1,62%

Analisando a resposta do programa observa-se que, a deformação elástica, $\varepsilon_c^{3D}(t_0)$, tem valores variados, porém se mantém próximo ao valor do ensaio. Verificando a coluna de % *erro*, a deformação por fluência total, $\varepsilon_t^{3D}(t)$, está próxima dos valores do ensaio, da solução analítica e também da solução para o elemento plano 2D.

5.1.1.5 Interpretação dos resultados

Para a interpretação dos resultados obtidos para a solução analítica, elemento PLANE183 e elemento SOLID65, em comparação com o ensaio, foram definidos dois gráficos, um para a análise das respostas para a deformação total, Figura 5.1, e o segundo para a deformação por

fluência, Figura 5.2. Sentiu-se a necessidade da verificação do comportamento da deformação por fluência pois, a parcela de deformação elástica é uma grandeza superior à deformação por fluência. Nota-se que a deformação total, neste exemplo numérico, é a soma das parcelas de deformações elástica e deformações por fluência.

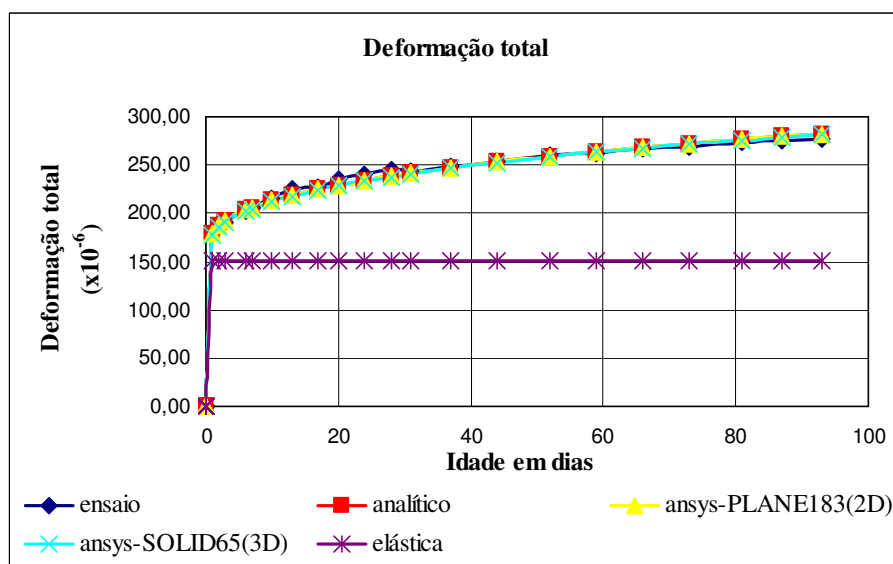


Figura 5.1 – Comparação dos resultados para a deformação total CCR

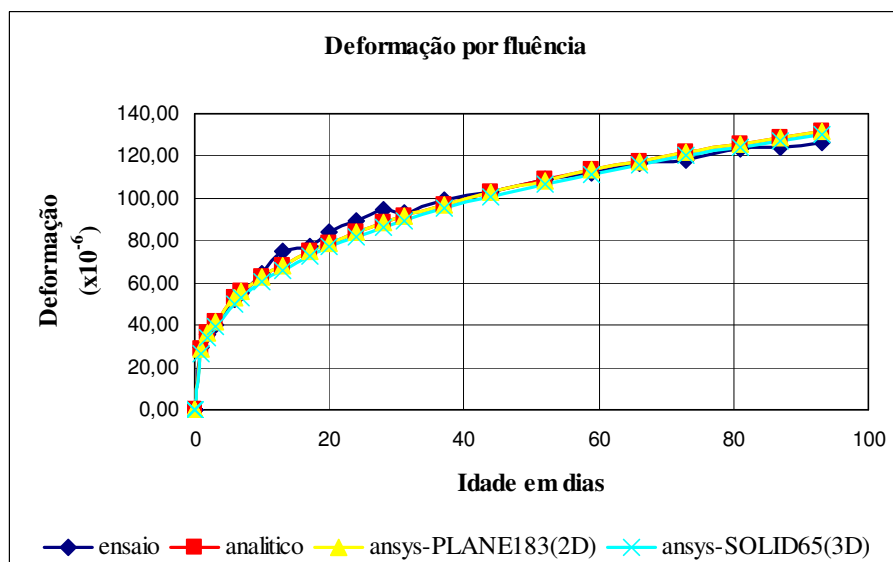


Figura 5.2 – Comparação dos resultados para a deformação por fluência CCR

Verifica-se através destes gráficos que as soluções são próximas ao ensaio. Se forem comparadas as deformações por fluência, Figura 5.1, para o elemento plano PLANE183 e o

elemento sólido SOLID65, observam-se erros médios na ordem de 2,81% e 4,51% respectivamente em relação ao ensaio.

Para fortalecer a modelagem para o ensaio de fluência, foi descrito no Anexo 4 o mesmo procedimento de aproximação de um ensaio para um concreto massa convencional, no item A4.1.

5.2 SIMULAÇÃO DO EFEITO NO PROCESSO CONSTRUTIVO

Após validação do problema de fluência, o passo seguinte é aplicá-la na modelagem de estruturas de concreto. Para esta aplicação, serão consideradas as pesquisas realizadas por KRÜGER (2001) e KAWAMURA (2005), que tratam do modelo para análise térmica/estrutural sem a consideração do efeito da fluência, sendo aqui feita. A consideração da fluência contribuirá como complemento a estes trabalhos.

Conforme descrito anteriormente, o objetivo deste trabalho é apresentar simulações computacionais de estruturas executadas em camadas, levando-se em consideração o efeito das tensões de origem térmica nas deformações por fluência. Procura-se verificar se o efeito de fluência em estruturas de CCR é realmente importante. Isto será comprovado através da análise dos resultados obtidos das modelagens numéricas que levam em consideração o efeito da fluência, em comparação com modelagens sem a consideração deste efeito.

Em uma primeira análise têm-se modelagens numéricas para uma estrutura hipotética de concreto simples, na forma de blocos de concreto, item 5.2.1. Serão dimensionados blocos de concreto com largura de 4,0 m e espessuras variando de 3,0 m e 4,0 m, construídos um sobre outro até a altura de 12,0 m. Uma outra variável será o tempo de lançamento de cada bloco, variando entre 24, 48 e 72 horas.

Na análise seguinte, item 5.2.2, tem-se uma barragem hipotética executada em CCR com espessura das camadas de 0,30 m com tempo de lançamento a cada 12 horas.

Tanto para a modelagem de blocos de concretos quanto para a barragem hipotética, serão realizadas ainda simulações numéricas, para motivo de comparação de resultados, com divisões do passo de solução dentro de cada camada, o que, para este trabalho, foram adotados passos de soluções iguais a 1 e a 6. Para o passo de solução igual a 1, o software gera resultados apenas dentro do único tempo de lançamento do bloco. Utilizando passo de solução igual a 6 tem-se, para cada tempo de lançamento do bloco, 6 resultados distintos. Para melhor entendimento verificar caixa “em cada passo” descrito no fluxograma, item 4.2. Esta metodologia foi aplicada por KAWAMURA (2005) e amplamente discutida em sua dissertação de mestrado.

Finaliza-se o item de simulação do efeito no processo construtivo através do item 5.2.3, que leva em consideração o empuxo da água na parede à jusante da mesma barragem hipotética do item 5.2.2, porém, com as propriedades dos materiais admitidas constantes e entendendo que a barragem já atingiu estabilidade para o seu enchimento.

Para a definição da equação de fluência, introduzida na modelagem numérica destas estruturas, foram adotados os valores da aproximação realizados no item 5.1.1, ensaio de fluência CCR.

Muitos autores e as principais bibliografias descrevem os valores da fluência por unidade de tensão, ou seja, /MPa ou /Pa. Por isso, para a aplicação dos valores descritos no item 5.1.1, tem-se uma simplificação da Tabela 5.1, dividindo a coluna da fluência, $\varepsilon_{cc}(t)$, pela tensão, σ , aplicada no ensaio, originando a Tabela 5.5, a seguir apresentados. Através desta tabela têm-se as aproximações numéricas e a determinação das constantes, conforme Anexo 3, que serão aplicadas na modelagem final relativo a este exemplo.

TABELA 5.5 – ENSAIO POR FLUÊNCIA CCR POR UNIDADE DE TENSÃO

Tempo sob carga (dias)	Tempo sob carga (horas)	$\varepsilon_{cc}(t)$ x 10⁻⁶	$\varepsilon_{cc}(t)/\sigma$ x 10⁻⁶ / Pa
1	24	29,41	21,47
2	48	35,59	25,98
3	72	40,38	29,47
6	144	52,34	38,20
7	168	54,96	40,12
10	240	64,59	47,15
13	312	74,68	54,51
17	408	76,90	56,13
20	480	84,25	61,50
24	576	89,38	65,24
28	672	94,22	68,77
31	744	93,24	68,06
37	888	98,89	72,18
44	1056	102,79	75,03
52	1248	109,15	79,67
59	1416	112,08	81,81
66	1584	116,33	84,91
73	1752	118,01	86,14
81	1944	123,20	89,93
87	2088	124,14	90,61
93	2232	126,65	92,44

A seguir, na Tabela 5.6, são descritos didaticamente os códigos das implementações numéricas objetivando uma melhor formatação e posterior interpretação dos resultados.

TABELA 5.6 – FORMATAÇÃO E CÓDIGOS DAS ANÁLISES

BLOCOS DE CONCRETO		BARRAGEM
Exemplo 2		Exemplo 3 e 4
ESPESSURA = 3,0 m	ESPESSURA = 4,0 m	ESPESSURA = 0,30 m
B3CF-24-P1	B4CF-24-P1	BRCF-12-P1
B3CF-48-P1	B4CF-48-P1	BRSF-12-P1
B3CF-72-P1	B4CF-72-P1	BRCF-12-P6
B3SF-24-P1	B4SF-24-P1	BRSF-12-P6
B3SF-48-P1	B4SF-48-P1	
B3SF-72-P1	B4SF-72-P1	
B3CF-24-P6	B4CF-24-P6	
B3CF-48-P6	B4CF-48-P6	
B3CF-72-P6	B4CF-72-P6	
B3SF-24-P6	B4SF-24-P6	
B3SF-48-P6	B4SF-48-P6	
B3SF-72-P6	B4SF-72-P6	

Legenda:

B3 – Bloco de concreto com espessura de 3,0 m

B4 – Bloco de concreto com espessura de 4,0 m

CF - Analisados(as) com o efeito da fluência

SF - Analisados(as) sem o efeito da fluência

12, 24, 48 e 72 – Tempos de lançamento das camadas

P1 – Passo de solução igual a 1

P6 – Passo de solução igual a 6

BR – Barragem

5.2.1 Exemplo 2: Blocos de concreto

As primeiras avaliações da metodologia proposta para a análise térmica/estrutural e de fluência, para uma estrutura construída por camadas, foram efetuadas com a simulação da execução de uma estrutura hipotética de blocos de concreto quadrados sobre-postos.

Considerou-se a construção de blocos de concreto com 4,0 m de largura com alturas variáveis de 3,0 m e 4,0 m construídos um sobre o outro, conforme mostrado na Figura 5.4 e Figura 5.5.

A altura final da estrutura é 12,0 m e cada bloco corresponde a uma camada.

As modelagens numéricas terão uma segunda variável, o tempo de lançamento dos blocos, variando de 24, 48 e 72 horas.

As dimensões adotadas são arbitrárias e não correspondem a dimensões usuais de estruturas de concreto. Estas medidas serviram para a discretização em uma malha de elementos finitos simétrica, conforme Figura 5.3, e com uma linha central de nós bem definida em cada camada para comparações de resultados, como será mostrado mais adiante. Entretanto, esta análise se justifica no intuito de se avaliar a eficiência da metodologia.

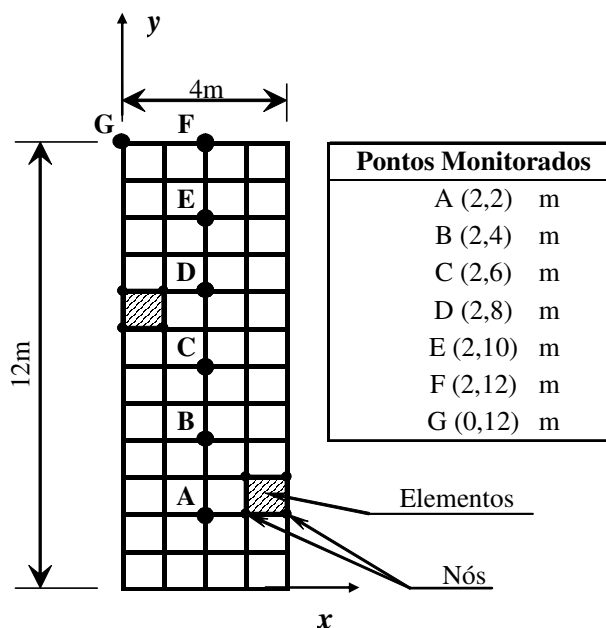


Figura 5.3 – Discretização em elementos finitos para os blocos de concreto. Adaptado de KRÜGER (2001).

As propriedades termos-mecânicas, utilizadas na modelagem dos blocos de concreto estão descritas conforme Tabela 5.7, de acordo com as seguintes referências: LACERDA et al. (2003), SANTOS (2003), KAWAMURA (2005).

TABELA 5.7 – PROPRIEDADES TERMOS-MECÂNCIAS DO CCR

Propriedades	Valores
Densidade	2417 kg/m ³
Calor específico	1105 J/kg°C
Condutividade térmica	6445,93 J/mh°C
Coeficiente de dilatação térmica	7,07e-6 /°C
Coeficiente de convecção concreto / ar	50232 J/m ² h°C
Coeficiente de Poison	0,20
Módulo de elasticidade (Te em dias)	$Te / (0,177 \times 10^{-3} + 0,0845 \times 10^{-3} \times Te) \times 10^6$ Pa
Temperatura ambiente constante	20 °C
Temperatura de lançamento constante	45 °C
Resistência à compressão (f_c)	4,60 MPa
Resistência à tração (7% de f_c)	0,32 MPa

A elevação adiabática de temperatura, mostrada na Tabela 5.8, foi transformada em uma curva de geração de calor através da equação de Fourier.

TABELA 5.8 – ELEVAÇÃO ADIABÁTICA DE TEMPERATURA E CURVA DE GERAÇÃO DE CALOR.

Tempo		T	Q
(dias)	(horas)	(°C)	J/(m³h)
0	0	0,00	1.125.216
1	24	8,06	643.772
2	48	11,78	296.679
3	72	13,57	176.318
5	120	15,30	65.195
7	168	16,15	37.956
10	240	16,82	14.253
14	336	17,30	10.769
20	480	17,67	4.646
28	672	17,92	591

Para se mostrar à concordância dos resultados numéricos com os valores experimentais que definiram a curva de elevação adiabática, KRÜGER (2001) em seu Anexo 2, realizou um teste adiabático com um bloco hipotético.

As características da modelagem em elementos finitos são descritas conforme Tabela 5.9.

TABELA 5.9 – CARACTERÍSTICAS DA MODELAGEM

Condições de contorno	Fluxo de calor nulo na face inferior da primeira camada, representando o contato concreto-fundação
	Convecção, representando a interface concreto-ar nas laterais e face superior da camada executada correspondente
Discretização	Elemento plano quadrangular (8 nós) com 1,0 m de lado
	3 áreas (para a espessura de 4,0 m) e 4 áreas (para a espessura de 3,0 m)
	48 elementos
	225 nós

5.2.1.1 Blocos com espessura de 3m com lançamentos a cada 24, 48 e 72 horas

A modelagem numérica consta de blocos sobrepostos, com espessuras de 3m e lançamento a cada 24, 48 e 72 horas, idealizando uma estrutura em CCR. A estrutura tem um total de 4 blocos (camadas) com altura final de 12m, conforme Figura 5.4.

A partir do lançamento do concreto, com temperatura inicial de 25 °C e as condições de contorno definidas, efetuou-se uma análise transiente ao longo de 96, 192 e 288 horas para tempos de lançamentos a cada 24, 48 e 72 horas, respectivamente, com passos de solução iguais a 1 e 6 e opções de soluções com e sem o efeito da fluência.

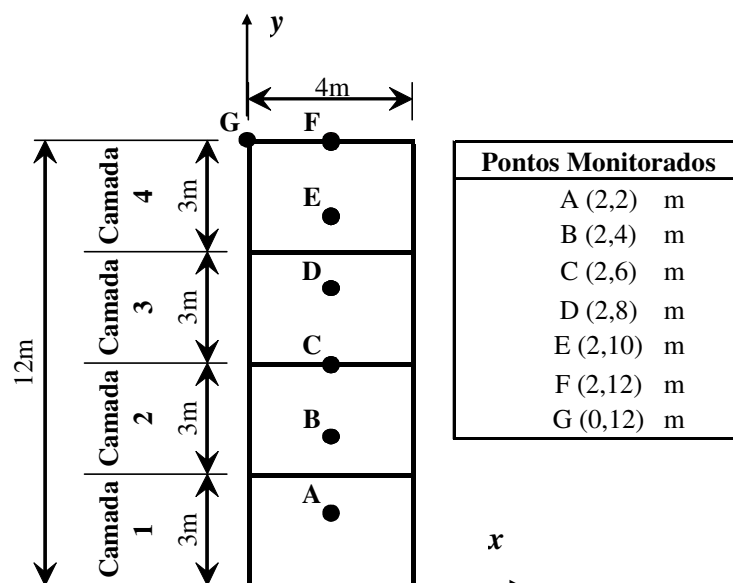


Figura 5.4 – Blocos de concreto com espessura igual a 3,0 m

Em seguida são apresentados os resultados e gráficos para a modelagem em questão, conforme codificação padronizada e definida anteriormente na Tabela 5.6. Para uma melhor compreensão didática, foram comparados resultados com e sem o efeito de fluência para os pontos monitorados A e C. A terminologia utilizada nos gráficos é a seguinte:

- Pontos monitorados: A, B, C, D, E, F e G;
- Simulados com o efeito de fluência: _CF;
- Simulados sem o efeito de fluência: _SF

A) Comparando blocos B3CF-24-P1 e B3SF-24-P1

A sequência apresentada mostra primeiramente as figuras geradas pela simulação numérica através do software *Ansys 8.0* (ANSYS, 2003) para a distribuição de temperatura.

A seguir são relacionados os gráficos descrevendo em linha tracejada a modelagem considerando o efeito da fluência e em linha contínua sem a consideração do efeito.

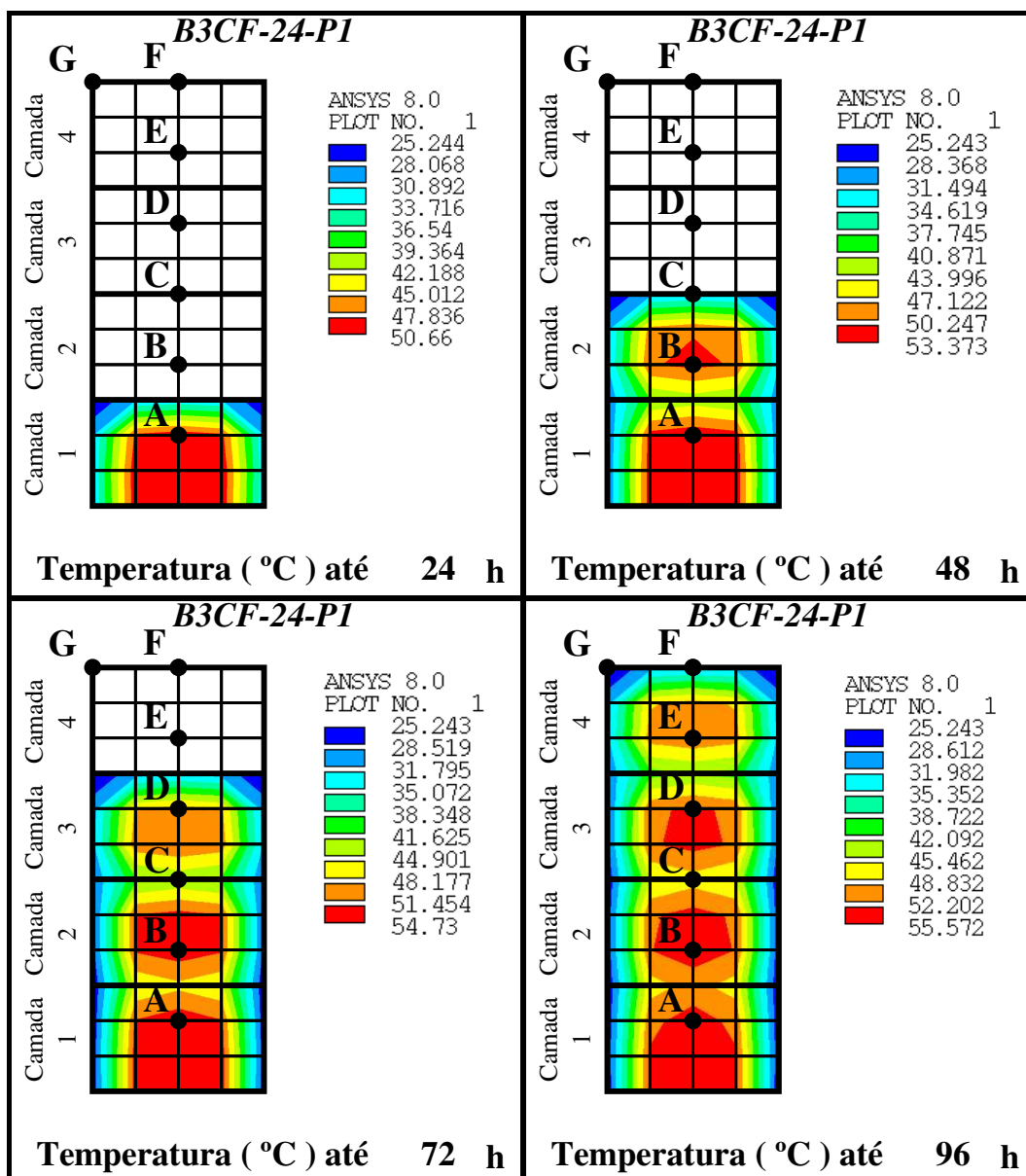
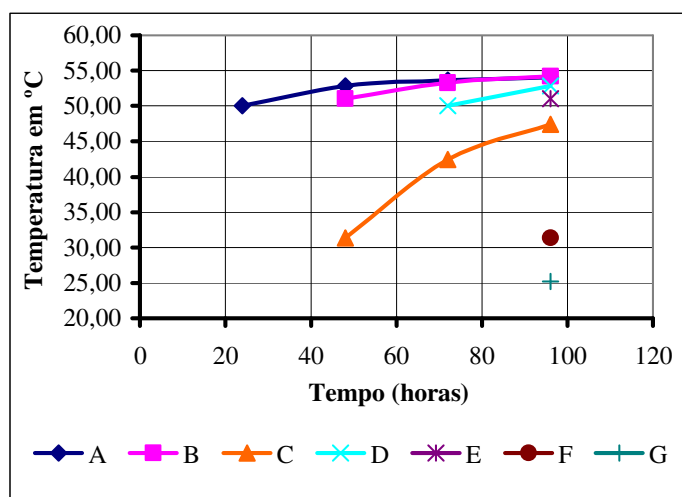


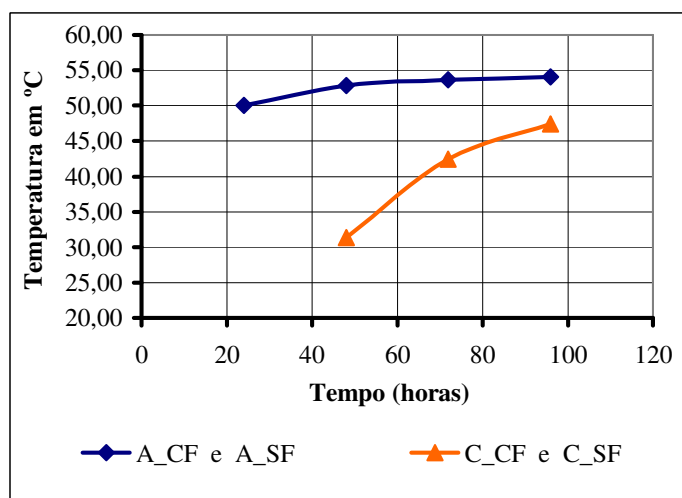
Figura 5.6 – Distribuição das temperaturas nas camadas do bloco B3CF-24-P1

Para esta modelagem numérica, com passo de solução igual a 1, verifica-se a mesma distribuição de temperatura para as duas análises, com e sem o efeito da fluência. Após o lançamento do bloco inicial tem-se um aumento de temperatura no ponto A, simulando a geração de calor interna. As demais temperaturas são relacionadas à medida que os blocos são lançados. Verifica-se que a distribuição de temperaturas não é significativamente afetada pela consideração ou não da fluência, ver Figura 5.6.

Como a análise é concluída exatamente no lançamento do último bloco, os pontos monitorados E, F e G aparecem apenas com uma única distribuição, ver Figura 5.7. A distribuição para estes pontos é observada melhor quando forem comparadas simulações com passo de tempo igual a 6.



(a)



(b)

Figura 5.7 – Distribuição de temperatura: (a) Pontos monitorados do bloco B3CF-24-P1 e B3SF-24-P1; (b) Pontos A e C

A seguir tem-se comparações para as tensões σ_x .

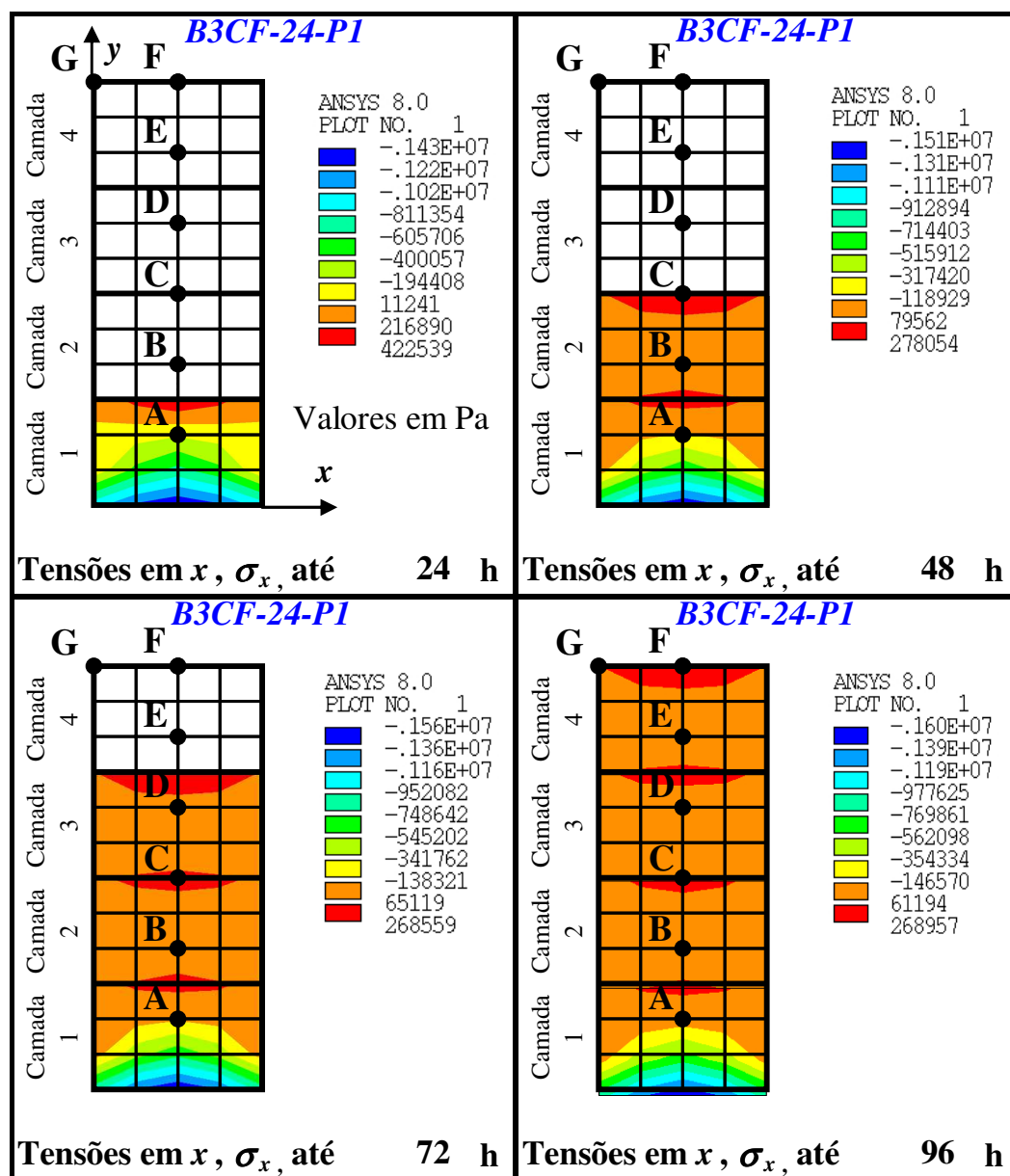


Figura 5.8 – Distribuição de tensões em σ_x nas camadas do bloco B3CF-24-P1

Para esta modelagem numérica, com passo de solução igual a 1, verifica-se uma diferença na distribuição de tensões para as duas análises, com e sem o efeito da fluência. Têm-se diferenças na ordem de até 53% para o ponto A e 37% para o ponto C, ver Figura 5.9. É possível observar também que, através da análise com o efeito de fluência, ocorre uma relação das tensões nos pontos A e C à medida que a estrutura é executada.

Como a análise é concluída exatamente no lançamento do último bloco, os pontos monitorados E, F e G aparecem apenas com uma única distribuição. A distribuição para estes

pontos é observada melhor quando forem comparadas simulações com passo de tempo igual a 6.

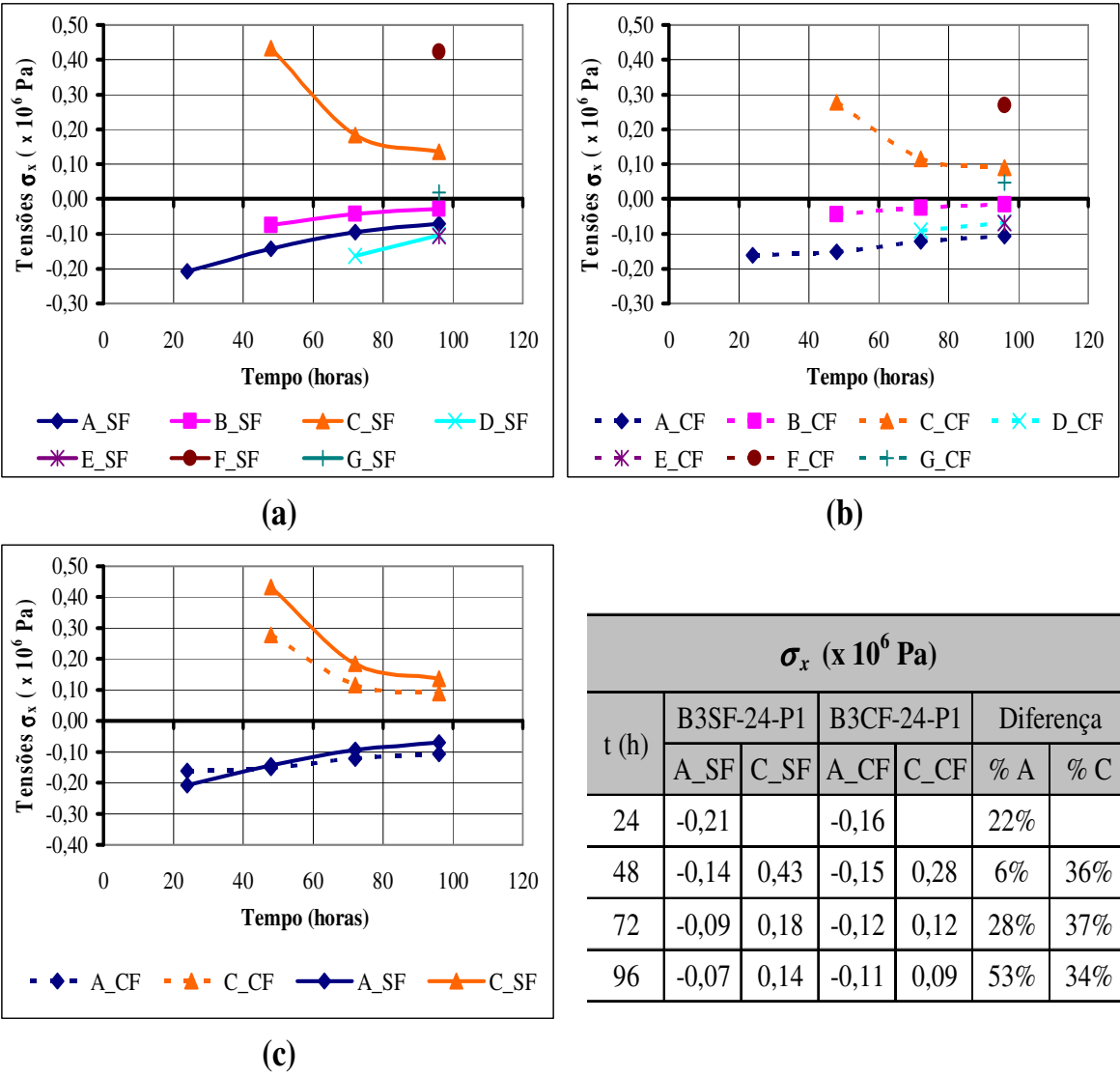


Figura 5.9 – Distribuição das tensões em x: (a) Pontos do bloco B3CF-24-P1; (b) Pontos do bloco B3SF-24-P1; (c) Pontos A e C com e sem o efeito da fluência

A seguir tem-se comparações para as tensões σ_y .

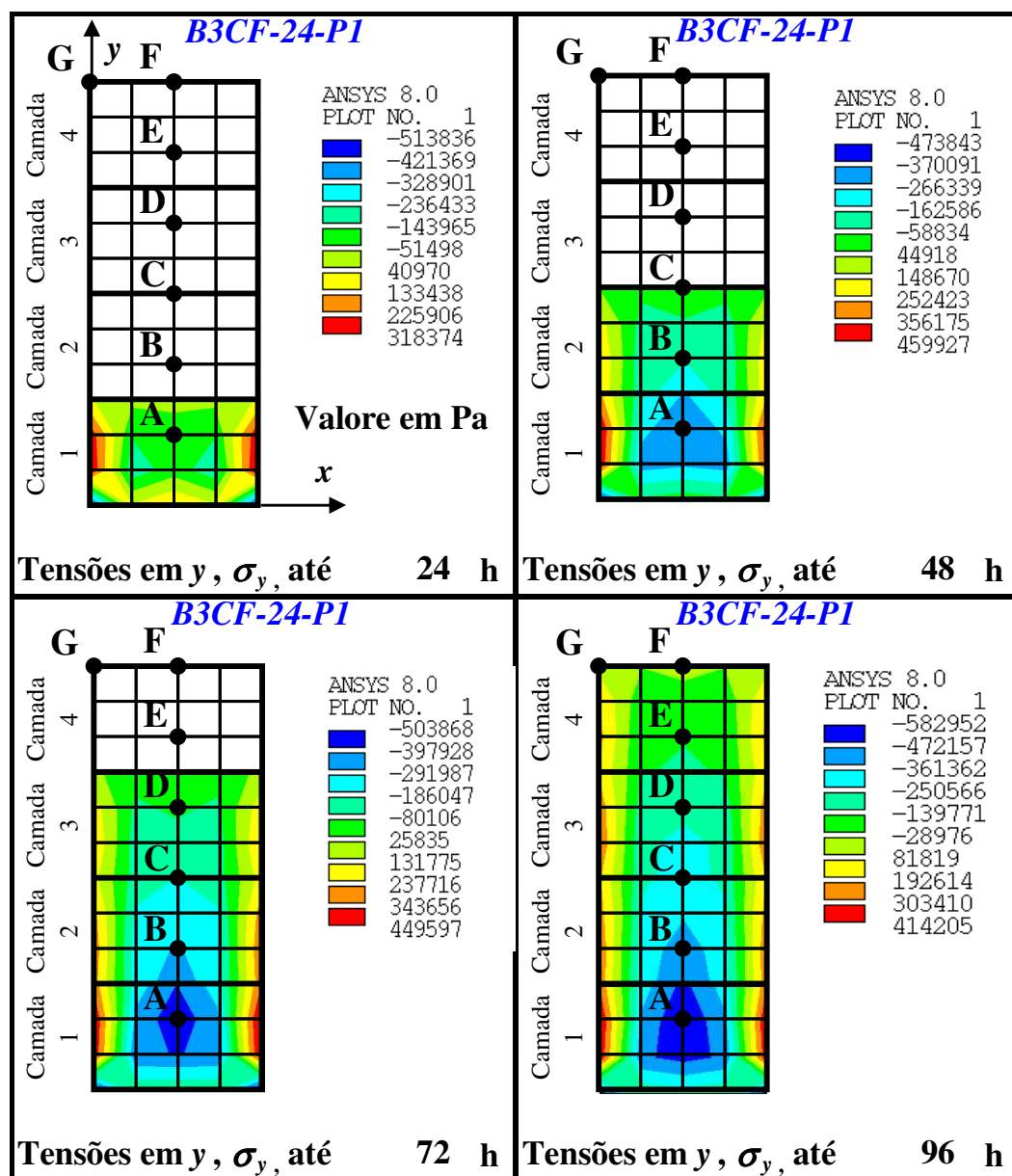


Figura 5.10 – Distribuição de tensões σ_y nas camadas do bloco B3CF-24-P1

Para esta modelagem numérica, com passo de solução igual a 1, verifica-se uma diferença na distribuição de tensões para as duas análises, com e sem o efeito da fluência. Têm-se diferenças na ordem de até 10% para o ponto A e 165% para o ponto C. Apesar da alta diferença no ponto C, o valor da tensão de compressão é muito pequeno. Isso ocorre, pois o ponto C está no limitante entre os dois blocos. É possível observar também que, através da análise com o efeito de fluência, ocorre um aumento das tensões nos pontos A e C à medida que a estrutura é executada, ver Figura 5.11.

Como a análise é concluída exatamente no lançamento do último bloco, os pontos monitorados E, F e G aparecem apenas com uma única distribuição. A distribuição para estes pontos é observada melhor quando forem comparadas simulações com passo de tempo igual a 6.

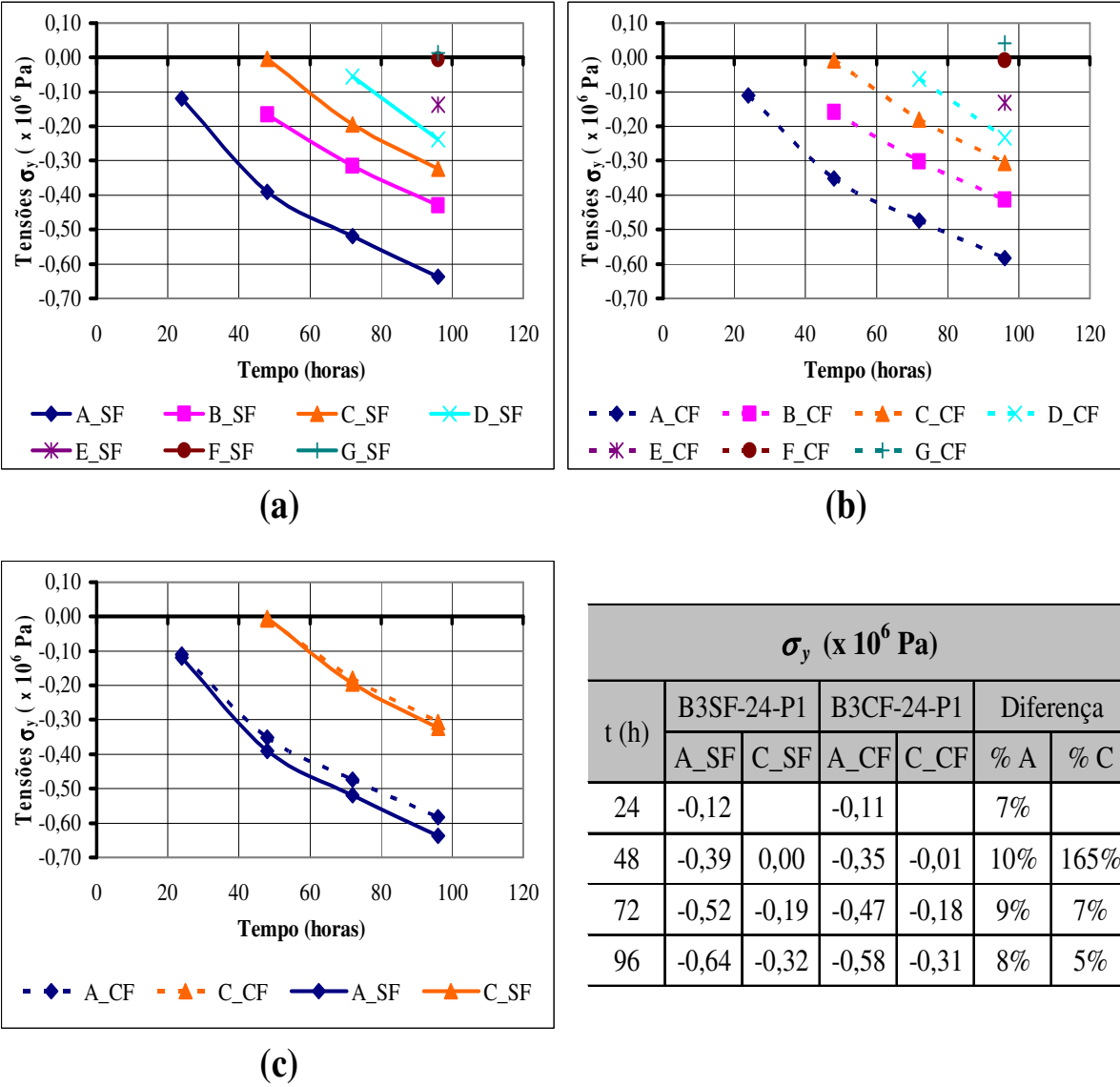


Figura 5.11 – Distribuição das tensões σ_y : (a) Pontos do bloco B3CF-24-P1; (b) Pontos do bloco B3SF-24-P1; (c) Pontos A e C com e sem o efeito da fluência

A seguir tem-se comparações para as tensões σ_z .

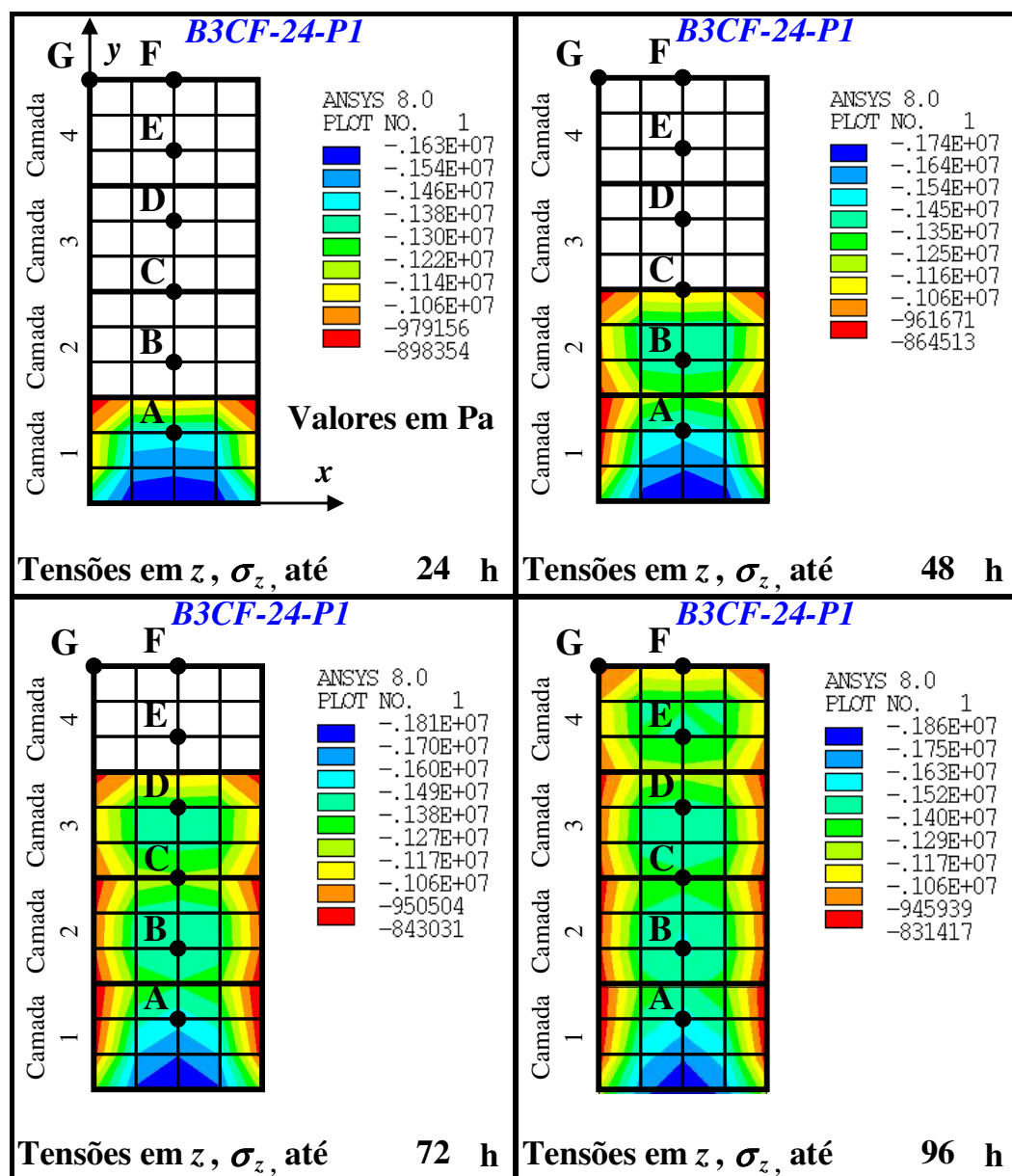


Figura 5.12 – Distribuição de tensões σ_z nas camadas do bloco B3CF-24-P1

Para esta modelagem numérica, com passo de solução igual a 1, verifica-se uma diferença na distribuição de tensões para as duas análises, com e sem o efeito da fluência. Têm-se diferenças na ordem de até 5% para o ponto A e 15% para o ponto C. É possível observar também que, através da análise com o efeito de fluência, ocorre uma relaxação das tensões nos pontos A e C à medida que a estrutura é executada, ver Figura 5.13.

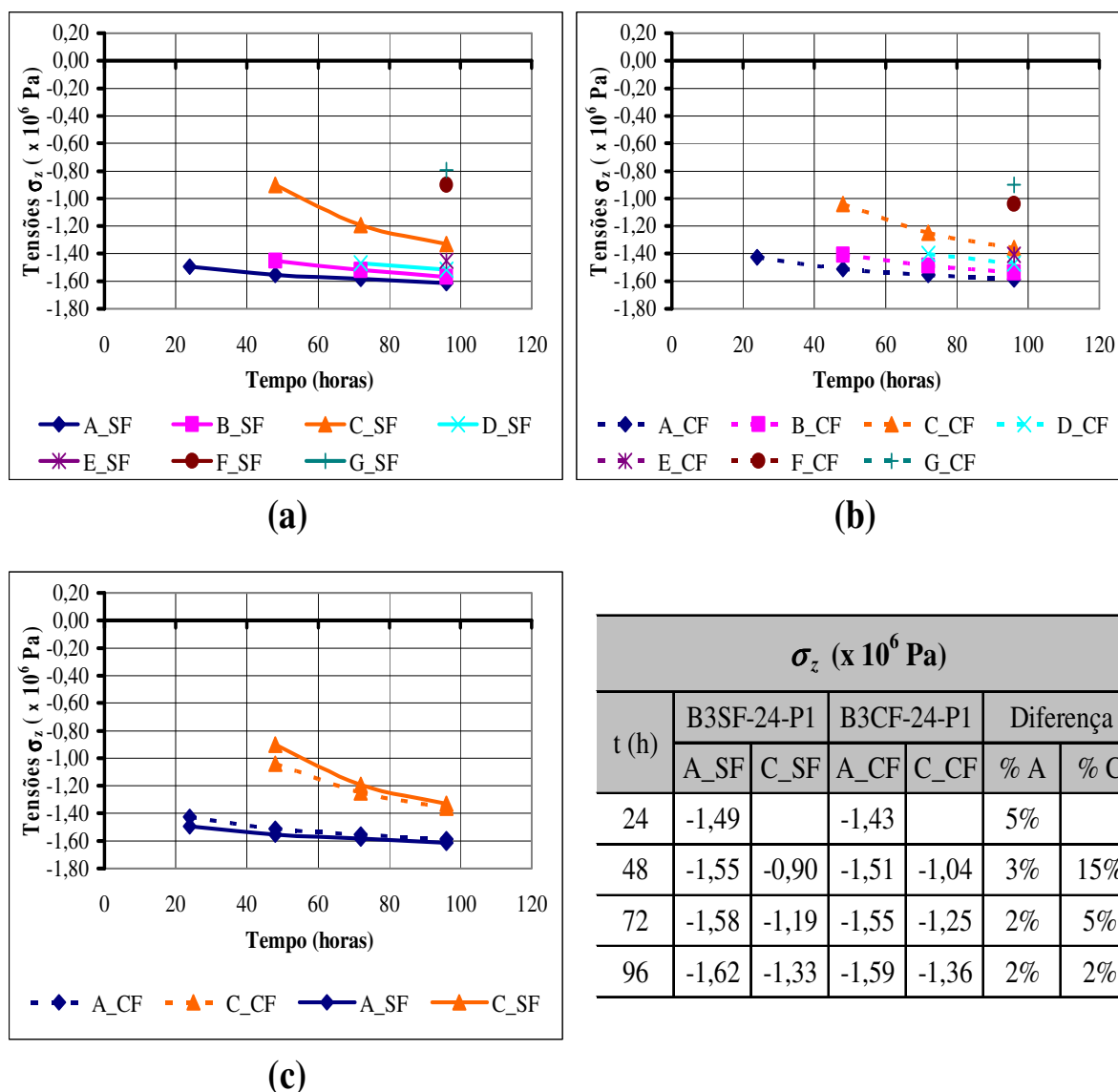


Figura 5.13 – Distribuição das tensões σ_z : (a) Pontos do bloco B3CF-24-P1; (b) Pontos do bloco B3SF-24-P1; (c) Pontos A e C com e sem o efeito da fluência

A seguir serão descritos os resultados obtidos pela mesma comparação anterior, porém, com passo de solução igual a 6.

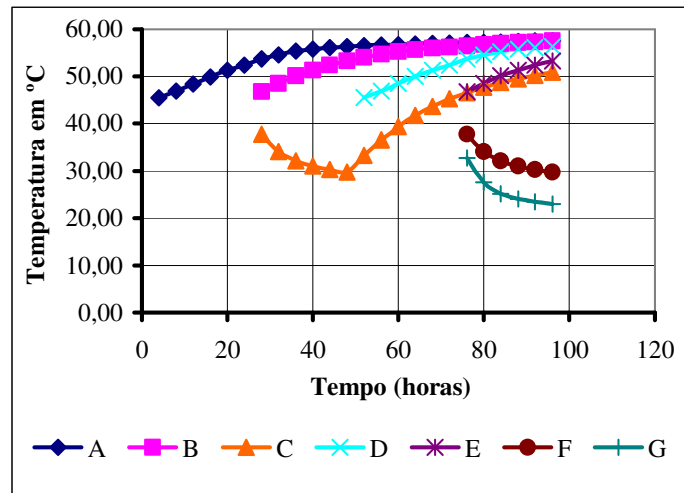
B) Comparando blocos B3CF-24-P6 e B3SF-24-P6

Nesta comparação não são mostradas as figuras geradas pela simulação numérica através do software *Ansys 8.0* (ANSYS, 2003) por serem parecidas e sem efeito didático.

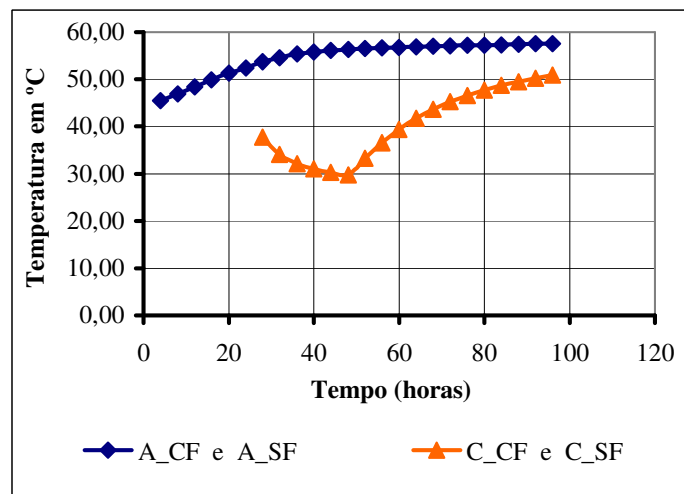
A seguir são relacionados os gráficos descrevendo em linha tracejada a modelagem considerando o efeito da fluência e em linha contínua sem a consideração do efeito.

Para esta modelagem numérica foi utilizado passo de solução igual a 6. Após o lançamento do bloco inicial tem-se um aumento de temperatura no ponto A, simulando a geração de calor interna. Observa-se também uma melhor discretização das temperaturas no tempo.

Os pontos B e C, pertencentes ao segundo bloco, têm distribuições diferentes um se encontra no seu interior o outro está no limitante do próximo, ver Figura 5.14. No ponto C há uma pequena redução da temperatura, por estar mais próximo do meio ambiente, e aumenta logo que o bloco subsequente é colocado. As demais temperaturas são relacionadas à medida que os blocos são lançados.



(a)



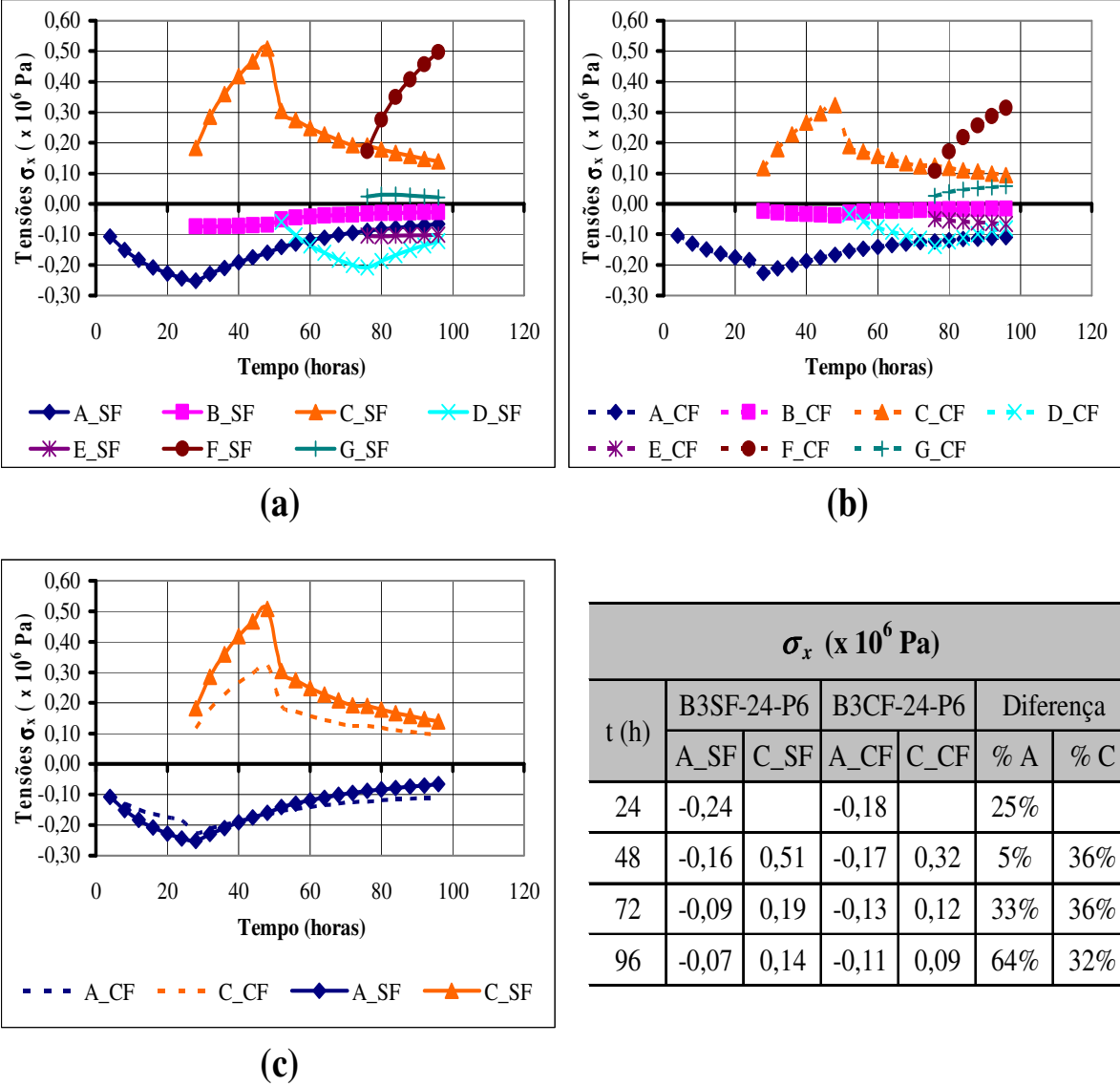
(b)

Figura 5.14 – Distribuição de temperatura: (a) Pontos monitorados do bloco B3CF-24-P6 e B3SF-24-P6; (b) Pontos A e C

A seguir tem-se comparações para as tensões σ_x .

Com passo de solução igual a 6, verifica-se uma diferença na distribuição de tensões para as duas análises, com e sem o efeito da fluência. Têm-se diferenças na ordem de até 64% para o ponto A e 36% para o ponto C, alterando os resultados em comparação com o passo de solução igual a 1. É possível observar também que, ao contrario do passo de solução anterior, o ponto A inicia-se com acréscimo de tensões e, quando do lançamento do bloco subsequente,

há uma alternância da direção tendo relaxações de tensões que se mantêm até a conclusão da estrutura, ver Figura 5.15.



σ_x (x 10 ⁶ Pa)						
t (h)	B3SF-24-P6		B3CF-24-P6		Diferença	
	A_SF	C_SF	A_CF	C_CF	% A	% C
24	-0,24		-0,18		25%	
48	-0,16	0,51	-0,17	0,32	5%	36%
72	-0,09	0,19	-0,13	0,12	33%	36%
96	-0,07	0,14	-0,11	0,09	64%	32%

Figura 5.15 – Distribuição das tensões σ_x : (a) Pontos do bloco B3CF-24-P6; (b) Pontos do bloco B3SF-24-P6; (c) Pontos A e C com e sem o efeito da fluência

A seguir tem-se comparações para as tensões σ_y .

Com passo de solução igual a 6, verifica-se uma diferença na distribuição de tensões para as duas análises, com e sem o efeito da fluência. Para os pontos A e C os valores se alteram quando são comparads os passos de soluções. Da mesma forma que explicado anteriormente, apesar da alta diferença no ponto C, o valor da tensão de compressão é muito pequena. Tem-

se um aumento das tensões nos pontos A e C, através da análise com o efeito de fluência, ver Figura 5.16.

Os aumentos das tensões ocorrem na compressão não comprometendo a estrutura em todo.

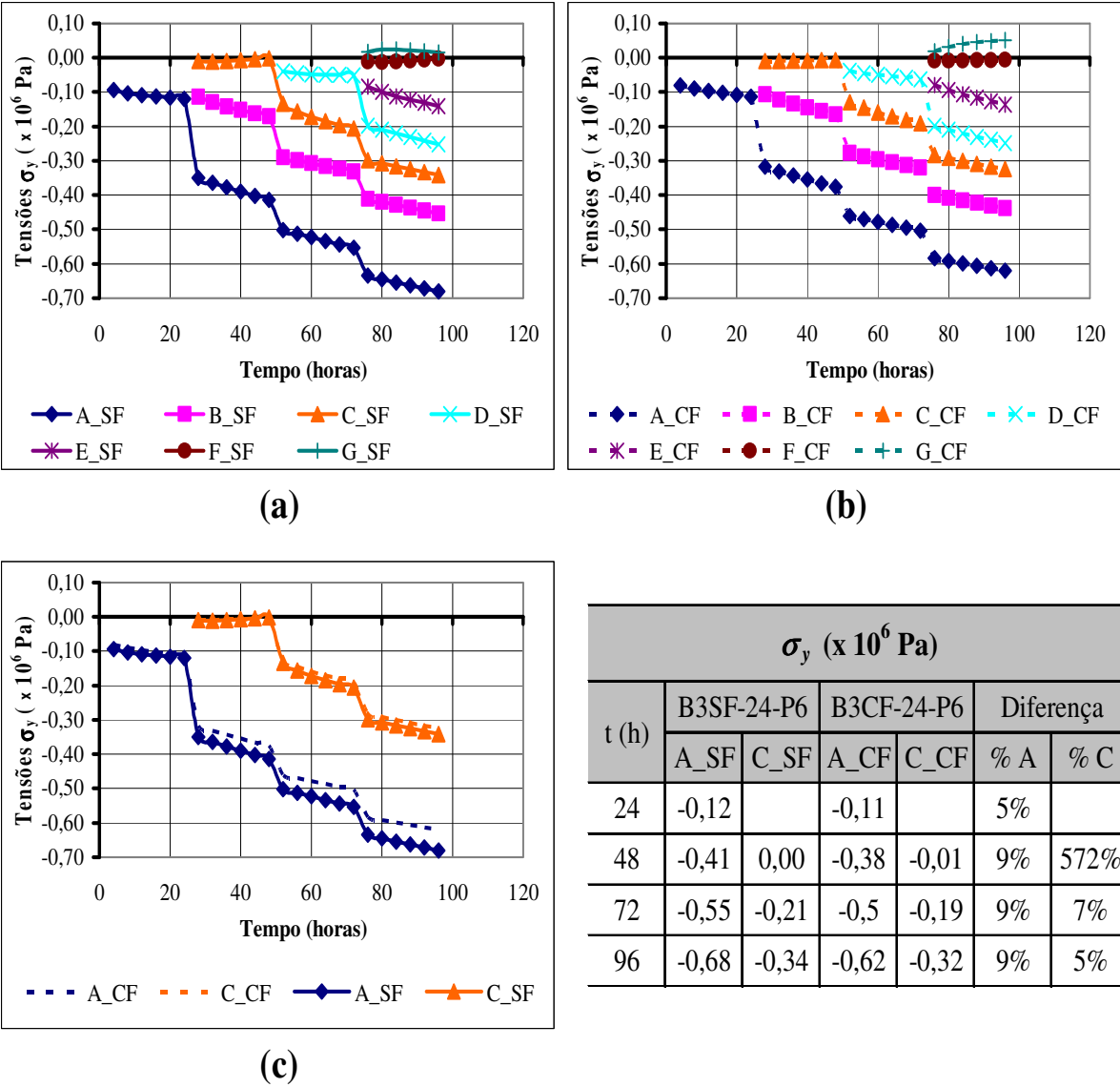
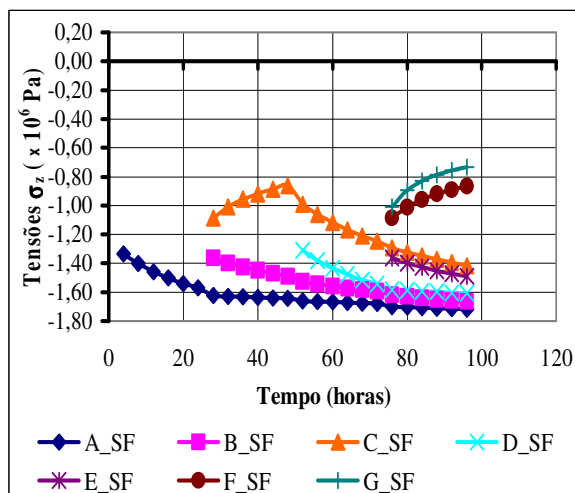


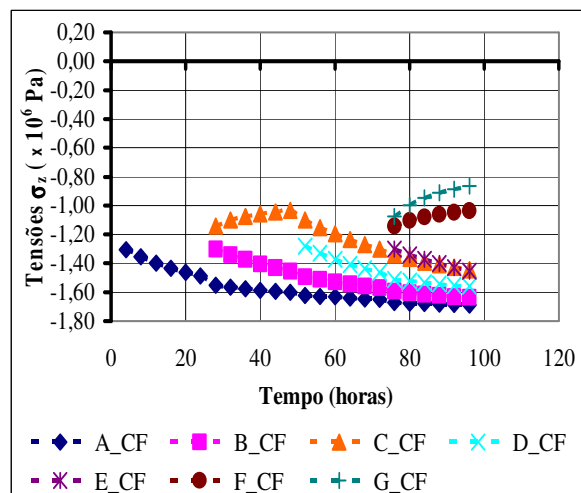
Figura 5.16 – Distribuição das tensões σ_y : (a) Pontos do bloco B3CF-24-P6; (b) Pontos do bloco B3SF-24-P6; (c) Pontos A e C com e sem o efeito da fluência

A seguir tem-se comparações para as tensões σ_z .

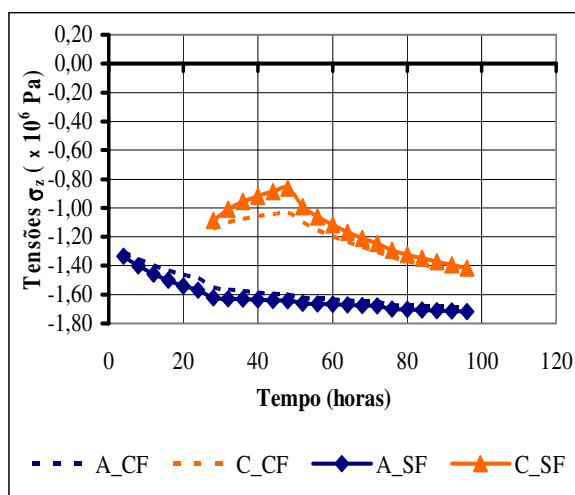
Com passo de solução igual a 6 têm-se diferenças na ordem de até 5% para o ponto A e 20% para o ponto C. É possível observar também a ocorrência de relaxação da tensão para o ponto C e uma diferença das tensões muito pequena para o ponto A, ver Figura 5.17.



(a)



(b)



(c)

σ_z (x 10 ⁶ Pa)						
t (h)	B3SF-24-P6		B3CF-24-P6		Diferença	
	A_SF	C_SF	A_CF	C_CF	% A	% C
24	-1,57		-1,49		5%	
48	-1,64	-0,86	-1,6	-1,03	3%	20%
72	-1,68	-1,25	-1,65	-1,30	2%	4%
96	-1,72	-1,42	-1,69	-1,44	2%	2%

Figura 5.17 – Distribuição das tensões σ_z : (a) Pontos do bloco B3CF-24-P6; (b) Pontos do bloco B3SF-24-P6; (c) Pontos A e C com e sem o efeito da fluência

Os resultados da simulação numérica para o bloco de concreto com espessura igual a 4m estão descritos no Anexo 4, item A4.2.

5.2.1.2 Comparação entre as simulações numéricas dos blocos de concreto

Têm-se nas Figuras 5.18 e 5.19 as comparações entre todas as simulações numéricas com os valores finais de tensões σ_x e σ_y nos pontos A e C. Estas comparações têm o objetivo de mostrar as simulações realizadas com e sem o efeito da fluência.

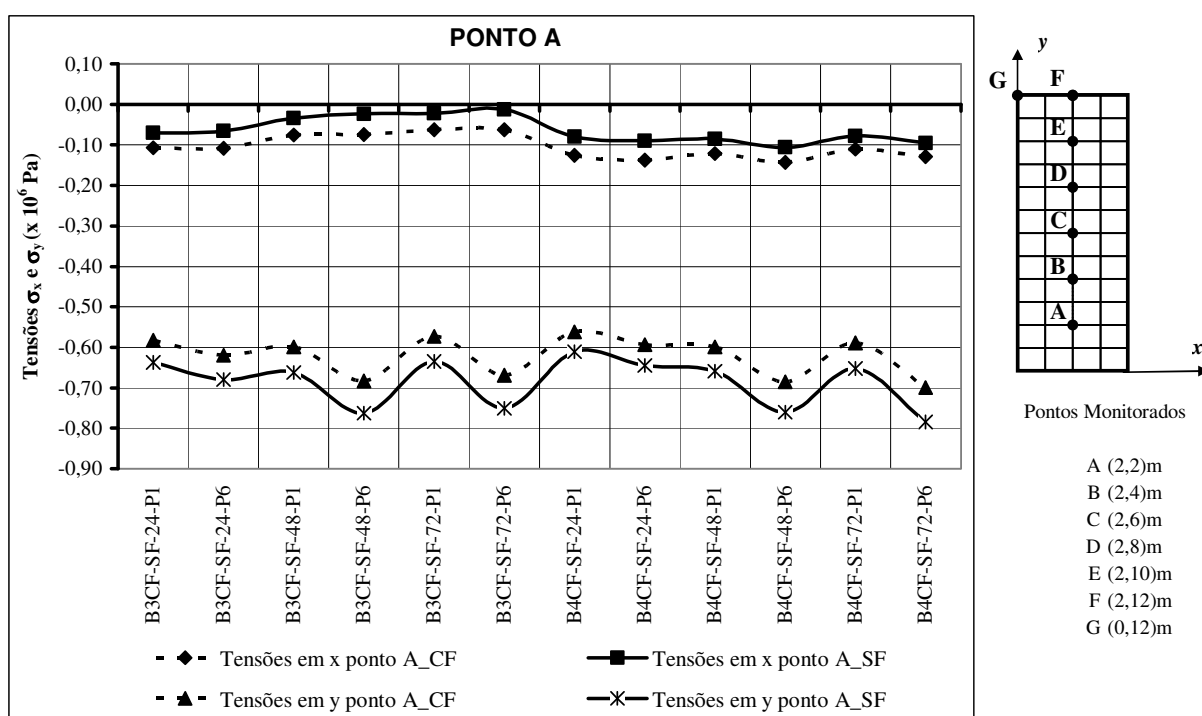


Figura 5.18 - Comparações dos valores de tensões para o ponto A com e sem o efeito da fluência

Onde: B3CF-SF-24-P1 - Blocos de concreto com espessuras de 3m, analisados com e sem o efeito da fluência, lançados a cada 24 horas e passo solução igual a 1.

A Figura 5.18 mostra uma variação nos resultados das tensões para o ponto A nas diferentes simulações numéricas. Pode-se observar que quando utilizamos o passo de solução igual a 6 os valores das tensões são reduzidos pois ocorre gerações dos resultados intermediários até o complemento do passo de tempo total da camada.

Observa-se através da Figura 5.18 que o valor final da tensão σ_x , para as simulações B4CF-SF-24-P6, é maior quando o efeito da fluência não é considerado, havendo uma relaxação da tensão quando da inclusão do efeito da fluência na simulação. Para a tensão σ_y , na mesma simulação, observa-se um aumento do valor de tensão quando da consideração do efeito da fluência na simulação.

Verifica-se também que os menores valores de tensão, σ_x e σ_y , ocorre quando a simulação é feita para blocos de concreto com 4m de espessura lançados a cada 72 horas com passo de solução igual a 6, que corresponde ao código B4CF-SF-72-P6 da Figura 5.18.

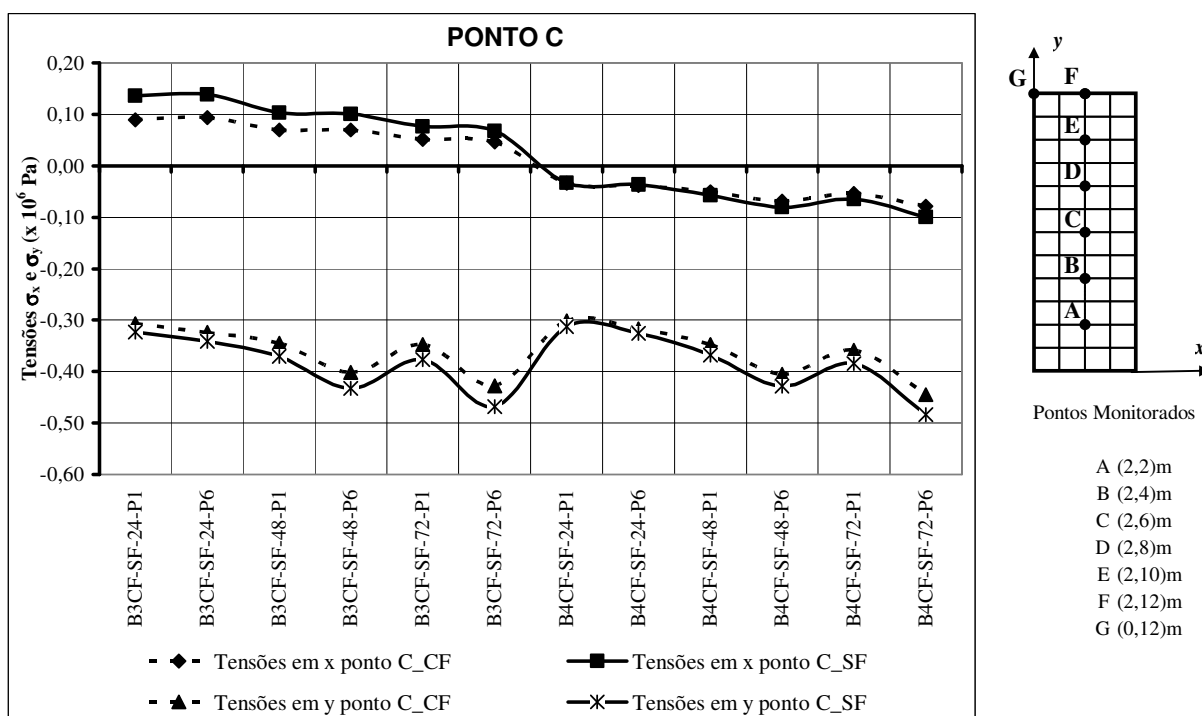


Figura 5.19 - Comparações dos valores de tensões para o ponto C com e sem o efeito da fluência

Conforme MEHTA e MONTEIRO (1994), quanto maior a fluência, maior será a relaxação de tensão e menor a tensão resultante de tração. Através da Figura 5.19 verifica-se que, realizando a simulação com o efeito da fluência ocorrem relaxações de tensões de tração e de compressão.

Observa-se também que não há incidência de tensões de tração quando são realizadas simulações numéricas para blocos de concreto com espessura igual a 4m, isso é verificado através da Figura 5.19. Ao contrário do ponto A, a variação de valores de tensões, σ_x e σ_y , para o ponto C é menor. A Figura 5.19 mostra também uma relaxação dos valores de tensões de tração, quando considera-se o efeito da fluência, para blocos com espessuras iguais a 3m.

5.2.2 Exemplo 3: Aplicação em uma barragem hipotética

As definições sobre a barragem analisada neste item foram tiradas de KRÜGER (2001).

Foi realizada uma modelagem numérica para uma barragem hipotética com medidas de projeto e os dados dos materiais, das temperaturas do concreto e meio ambiente retiradas da Usina Hidrelétrica Salto Caxias, de propriedade da Companhia Paranaense de Energia – COPEL, que está localizada no rio Iguaçu, Estado do Paraná, a cerca de 600 km de Curitiba. Não se dispõem de dados sobre a fluência do concreto da Usina de Salto Caxias, sendo por isso um modelo hipotético.

As Figuras 5.20 e 5.21 mostram o arranjo geral da usina e uma vista aérea da barragem concluída.

A Usina tem potência instalada de 1.240 MW, possui uma barragem a gravidade de concreto compactado com rolo, com 1.100 m de extensão e altura máxima de 67m. A estrutura está dividida em blocos com juntas de contração a cada 40m e juntas intermediárias a cada 20m, parcialmente induzidas.

O volume total de 945.600 m³ de concreto compactado com rolo foi lançado, em camadas de 30 cm de altura, ao longo de um período de 28 meses. A média mensal de concretagem na barragem foi de 33.800 m³, com um máximo de 70.000 m³ em abril de 1997.

Devido às condições hidrológicas da região e visando otimizar o esquema de desvio do rio para a execução das estruturas, foi previsto um possível galgamento da barragem durante o período de construção. Para tanto, os blocos situados no leito do rio, Blocos 05 a 11, foram construídos até uma elevação intermediária na qual a passagem de água sobre a barragem já executada não produzisse danos significativos à obra.

Durante a fase de construção, um período de vazões excepcionalmente altas no rio Iguaçu, provocou diversos galgamentos da barragem, sendo que o maior deles ocorreu em outubro de 1997, com uma vazão de 5.500 m³/s passando sobre os blocos centrais da barragem, como mostrado nas Figuras 5.22 e 5.23.

Para exemplificar a sistemática proposta no presente estudo, foi utilizada parte da seção transversal da barragem, Bloco B-08, mostrada na Figura 5.24.



Figura 5.22 – Galgamento de parte da barragem durante a construção



Figura 5.23 – Galgamento de parte da barragem durante a construção

Para facilitar a logística de construção, a barragem foi executada em três fases de lançamento de CCR, de acordo com a Figura 5.24.

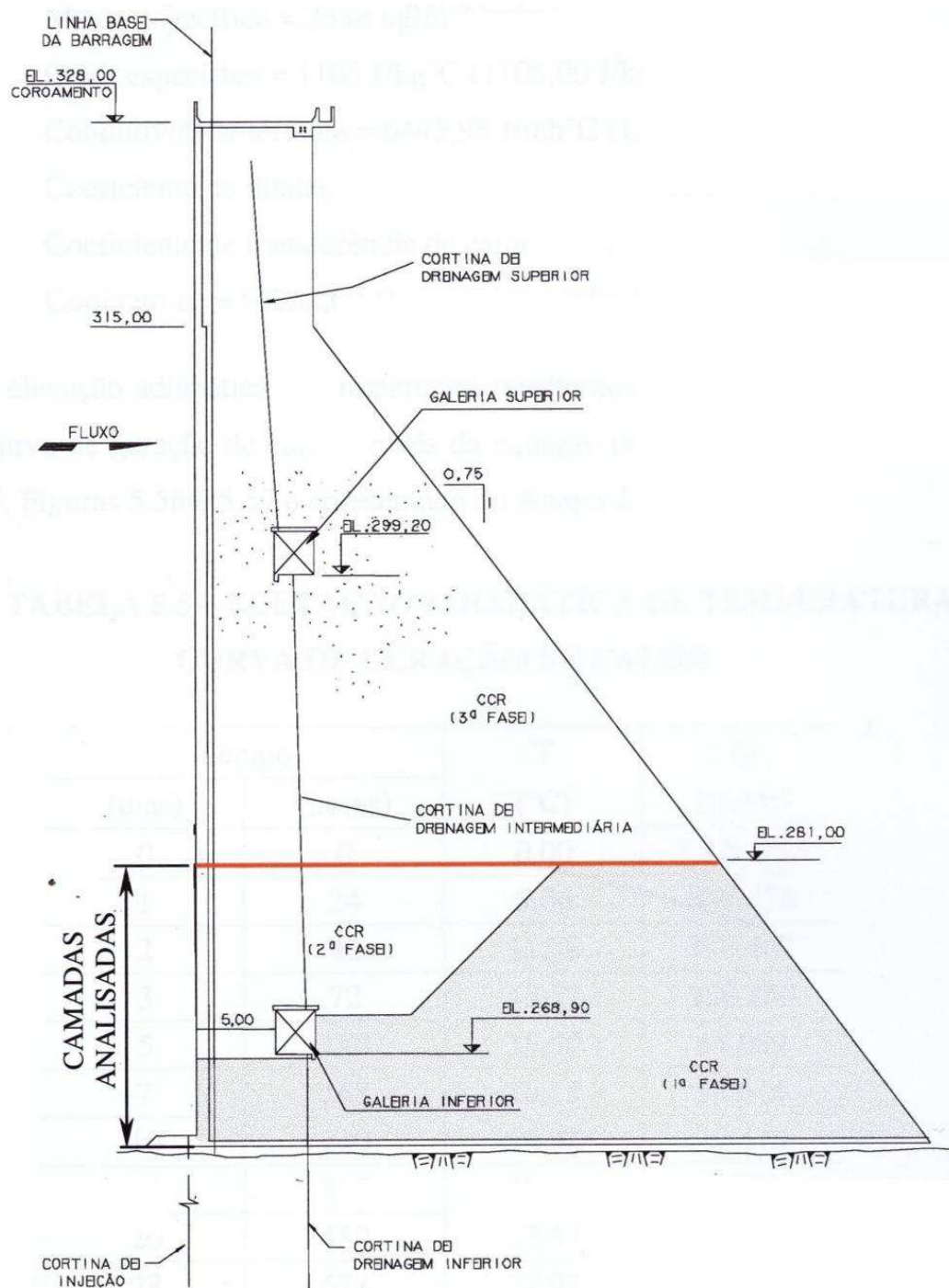


Figura 5.24 – Bloco B-08 – Seção típica analisada e fases construtivas

Como as camadas eram extensas longitudinalmente, englobando em geral mais de um bloco, os planos de construção também previram degraus ao longo da extensão da barragem. Os blocos 05 a 11 foram executados até a elevação EL. 281,00 m (1ª e 2ª fases) para permitir o galgamento da barragem conforme mencionado anteriormente.

As propriedades termos-mecânicas, utilizadas na modelagem dos blocos de concreto estão descritas conforme Tabela 5.10, de acordo com as seguintes referências: LACERDA et al. (2003), SANTOS (2003), KAWAMURA (2005).

TABELA 5.10 – PROPRIEDADES TERMOS-MECÂNCIAS DO CCR EM SALTO CAXIAS

Propriedades	Valores
Densidade	2417 kg/m ³
Calor específico	1105 J/kg°C
Condutividade térmica	6445,93 J/mh°C
Coefficiente de dilatação térmica	7,07e-6 /°C
Coefficiente de convecção concreto / ar	50232 J/m ² h°C
Coefficiente de Poisson	0,20
Módulo de elasticidade (Te em dias)	$Te / (0,177 \times 10^{-3} + 0,0845 \times 10^{-3} \times Te) \times 10^6$ Pa
Temperatura ambiente constante	20 °C
Temperatura de lançamento constante	25 °C

A elevação adiabática de temperatura, mostrada na Tabela 5.11, foi transformada em uma curva de geração de calor através da equação de Fourier.

TABELA 5.11 – ELEVAÇÃO ADIABÁTICA DE TEMPERATURA E CURVA DE GERAÇÃO DE CALOR.

Tempo		T	Q
(dias)	(horas)	(°C)	J/(m³h)
0	0	0,00	1.125.216
1	24	8,06	643.772
2	48	11,78	296.679
3	72	13,57	176.318
5	120	15,30	65.195
7	168	16,15	37.956
10	240	16,82	14.253
14	336	17,30	10.769
20	480	17,67	4.646
28	672	17,92	591

Para se mostrar à concordância dos resultados numéricos com os valores experimentais que definiram a curva de elevação adiabática, KRÜGER (2001) em seu Anexo 2, realizou um teste adiabático com um bloco hipotético. As características da modelagem em elementos finitos são descritas conforme Tabela 5.12. Há que se resaltar o fato de que os dados térmicos e visco-elásticos adotados no presente trabalho e nos dos seus antecessores não tem relação com o concreto realmente empregado em Caxias pois, durante a construção daquela barragem, não foram determinadas as propriedades térmicas e reológicas. Sendo assim, os resultados aqui alcançados não podem ser fielmente considerados como os da Usina de Caxias e as conclusões não servem para descrever o comportamento daquela obra.

TABELA 5.12 – CARACTERÍSTICAS DA MODELAGEM

Condições de contorno	Fluxo de calor nulo na face inferior da primeira camada, representando o contato concreto-fundação
	Convecção, representando a interface concreto-ar nas laterais e face superior da camada executada posteriormente
Discretização	Elemento plano quadrangular (8 nós) com espessura da malha igual a 0,225
	60 áreas (para a espessura de 0,30 m)
	21300 elementos
	64555 nós

Tem-se os resultados para uma modelagem numérica da barragem de Salto Caxias, com espessuras das camadas de 0,30m e tempo de lançamento de 12 horas para cada camada. A estrutura tem um total de 60 camadas com altura final de 18,0 m, conforme Figura 5.25.

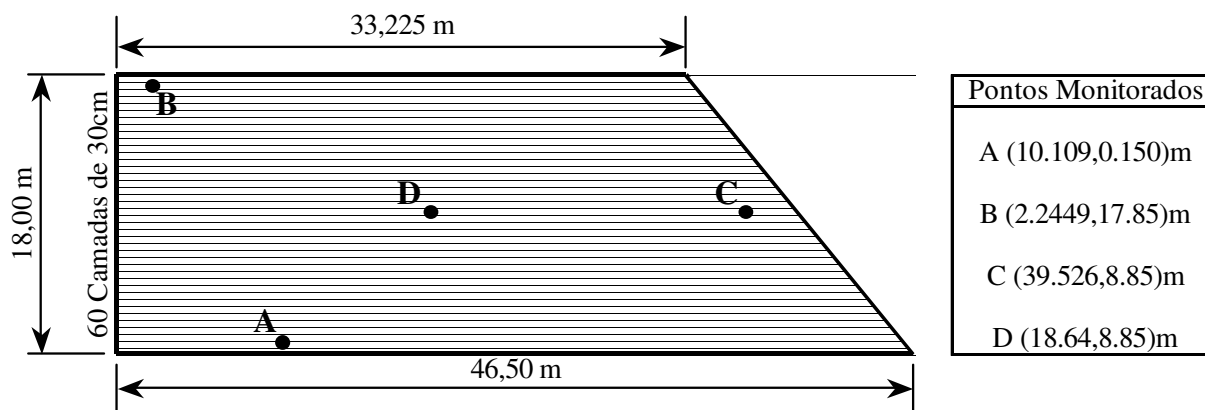


Figura 5.25 – Layout da barragem e Posição dos pontos monitorados

A estrutura definida para a modelagem se refere às camadas analisadas conforme definido na Figura 5.24 do bloco B-08. A partir do lançamento do concreto, e as condições de contorno definidas, efetuou-se uma análise transiente ao longo de 3000 horas para o tempo de lançamento de 12 horas para cada camada, com passos de solução iguais a 1 e 6 e opções de soluções com e sem o efeito da fluência.

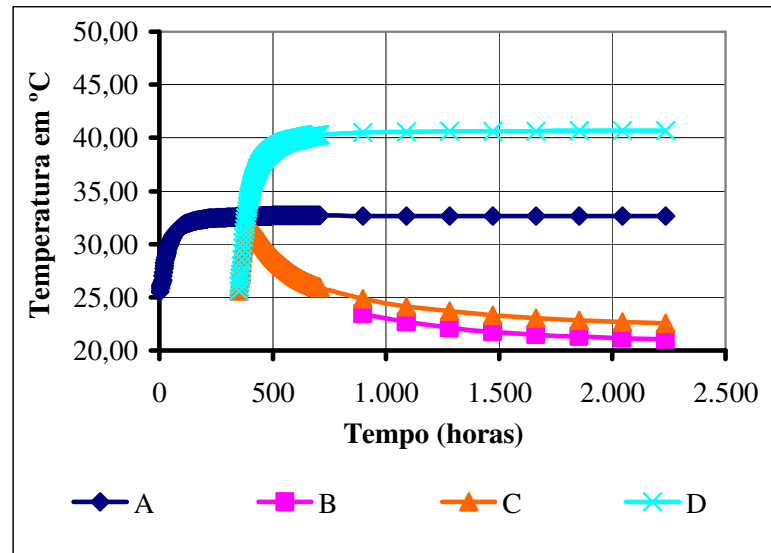
Através da modelagem numérica para blocos de concreto verifica-se que a utilização do passo de solução igual a 6 se obtém resultados mais significantes para a análise. Por isso tem-se a seguir a comparação dos resultados com e sem o efeito de fluência para passo de solução igual a 6, sendo colocado no Anexo 4 os resultados obtidos para o passo de solução igual a 1.

A) Comparando barragem BRCF-12-P6 e BRSF-12-P6

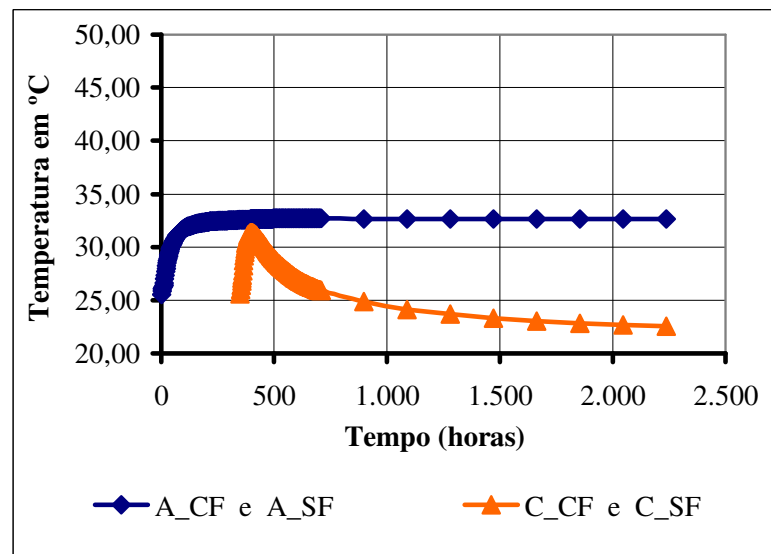
Utilizando-se de um passo de solução igual a 6 tem-se uma modelagem numérica mais real no sentido de obtenção e dados, uma vez que, durante a processo de ativação de cada camada obtém-se resultados a cada 2 horas e não a cada 12 horas como foi feito para o passo de solução igual a 1.

A seguir são apresentados apenas os gráficos que mostram a distribuição das temperaturas e tensões, pois, as figuras geradas pelo *Ansys 8.0* (ANSYS, 2003), que mostram a distribuição

dos campos de temperatura e de tensões, são praticamente as mesmas da análise anterior e a priori não teriam efeito didático a sua recolocação.



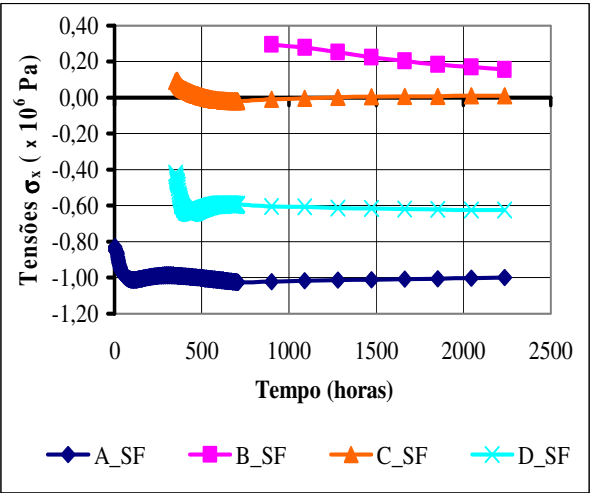
(a)



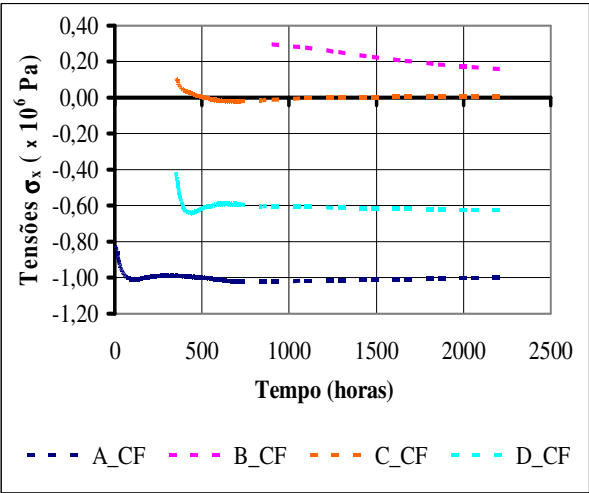
(b)

Figura 5.26 – Distribuição de temperatura: (a) Pontos monitorados do bloco BR CF-12-P6 e BR SF-12-P6; (b) Pontos A e C

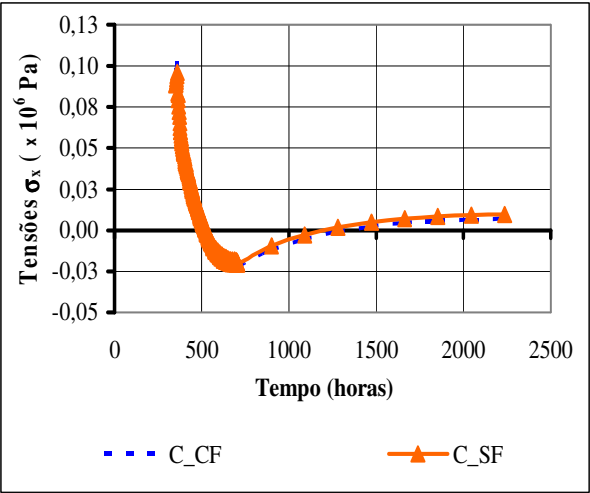
A seguir tem-se comparações para as tensões na direção x , σ_x .



(a)



(b)

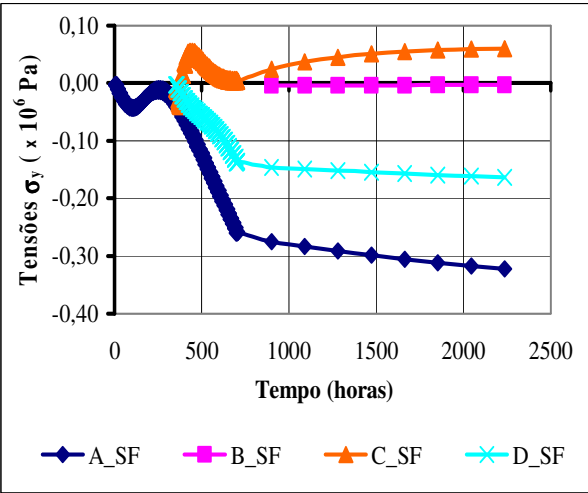


(c)

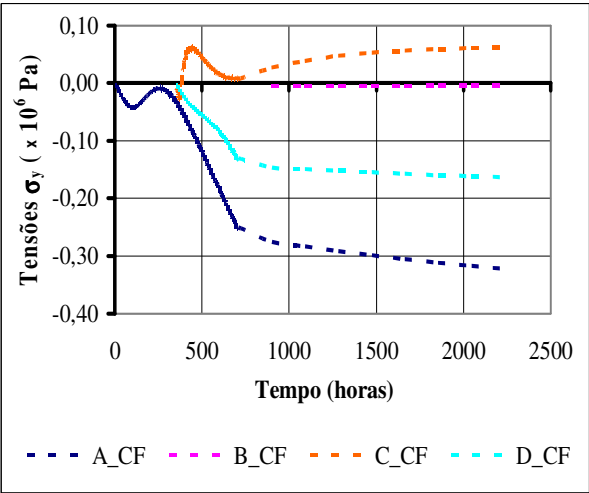
σ_x (x 10 ⁶ Pa)						
t (h)	BRSF-12-P6		BRCF-12-P6		Diferença	
	A_SF	C_SF	A_CF	C_CF	% A	% C
240	-0,9913		-0,9905		0,08%	
480	-0,9994	0,0115	-0,9979	0,0079	0,15%	31,0%
899	-1,0227	-0,0095	-1,0227	-0,0120	0,00%	26,30%
2236	-1,0014	0,0096	-1,0013	0,0070	0,01%	26,60%

Figura 5.27 – Distribuição das tensões σ_x : (a) Pontos do bloco BRCF-12-P6; (b) Pontos do bloco BRSF-12-P6; (c) Pontos A e C com e sem o efeito da fluência

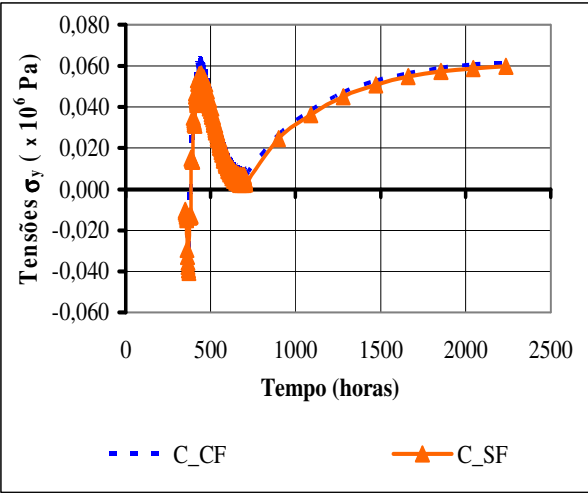
A seguir tem-se comparações para as tensões σ_y .



(a)



(b)

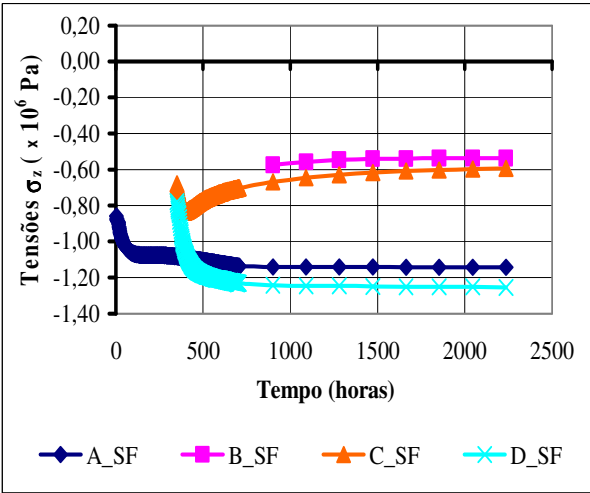


(c)

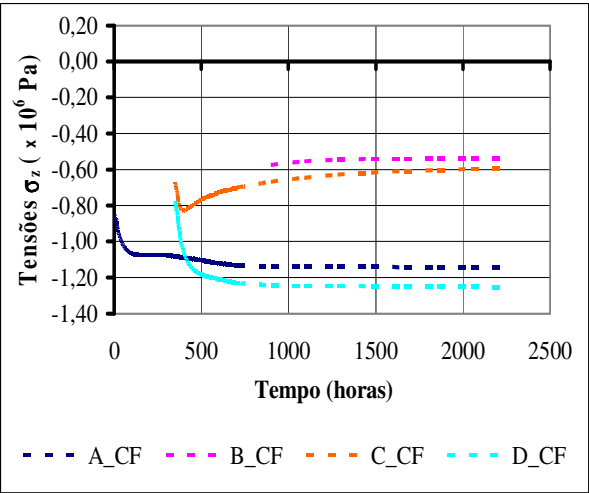
σ_y (x 10 ⁶ Pa)						
t (h)	BRSF-12-P6		BRCF-12-P6		Diferença	
	A_SF	C_SF	A_CF	C_CF	% A	% C
240	-0,0107		-0,0083		22,02%	
480	-0,1061	0,0433	-0,1008	0,0496	5,00%	14,55%
899	-0,2752	0,0246	-0,2753	0,0266	0,01%	8,06%
2236	-0,3230	0,0598	-0,3230	0,0617	0,01%	3,08%

Figura 5.28 – Distribuição das tensões σ_y : (a) Pontos do bloco BRCF-12-P6; (b) Pontos do bloco BRSF-12-P6; (c) Pontos A e C com e sem o efeito da fluência

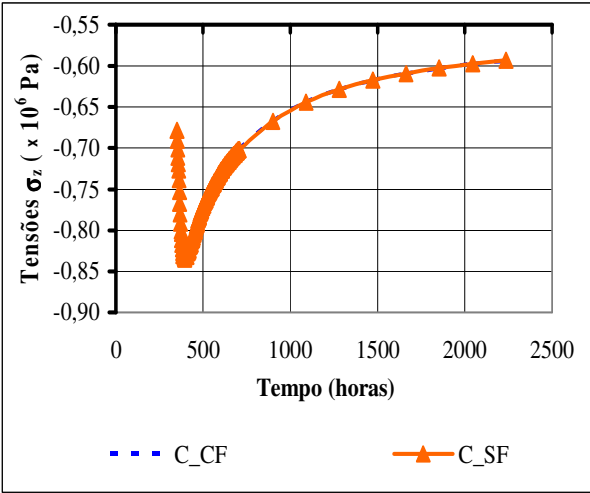
A seguir tem-se comparações para as tensões σ_z .



(a)



(b)



(c)

$\sigma_z \text{ (x } 10^6 \text{ Pa)}$						
t (h)	BRSF-12-P6		BRCF-12-P6		Diferença	
	A_SF	C_SF	A_CF	C_CF	% A	% C
240	-1,0751		-1,0743		0,07%	
480	-1,1017	-0,7825	-1,1003	-0,7798	0,13%	0,33%
899	-1,1400	-0,6671	-1,1399	-0,6671	0,01%	0,01%
2236	-1,1451	-0,5933	-1,1451	-0,5934	0,00%	0,03%

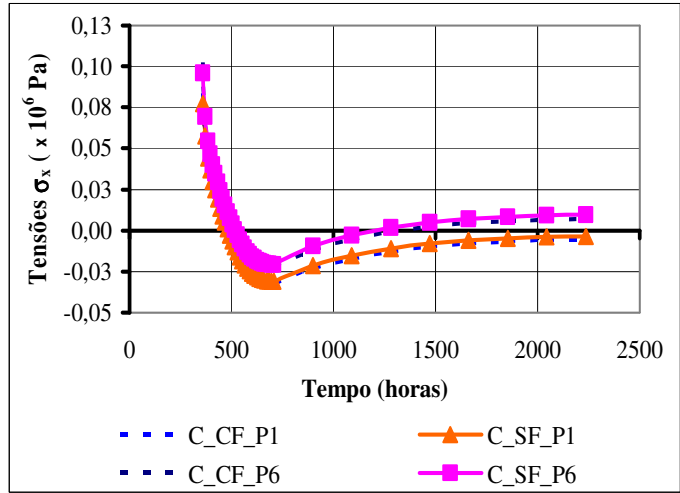
Figura 5.29 – Distribuição das tensões σ_z : (a) Pontos do bloco BRCF-12-P6; (b) Pontos do bloco BRSF-24-P6; (c) Pontos A e C com e sem o efeito da fluência

A seguir será realizada uma comparação entre a simulação numérica com passo de solução igual a 1 e passo de solução igual a 6.

5.2.2.1 Comparação entre as simulações numéricas para os passos de soluções

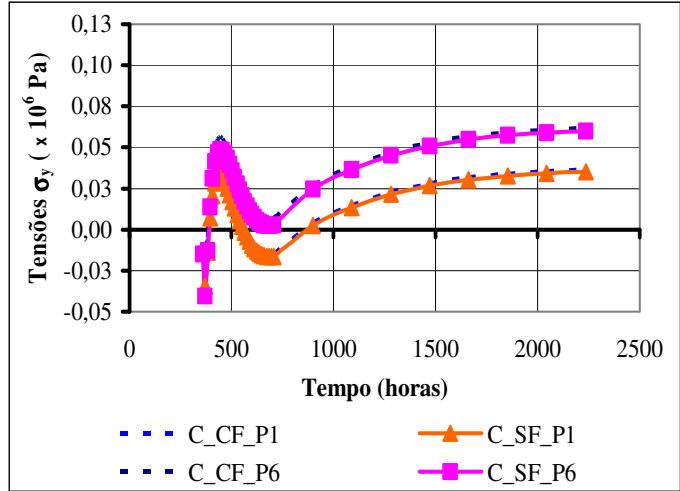
Verifica-se na Figura 5.30 as diferenças entre os processos de solução. Diante das respostas torna-se necessário um perfeito conhecimento da potência computacional, onde será realizada

a modelagem numérica, uma vez que, com passos de soluções maiores tem-se um refinamento dos resultados que posteriormente serão analisados.



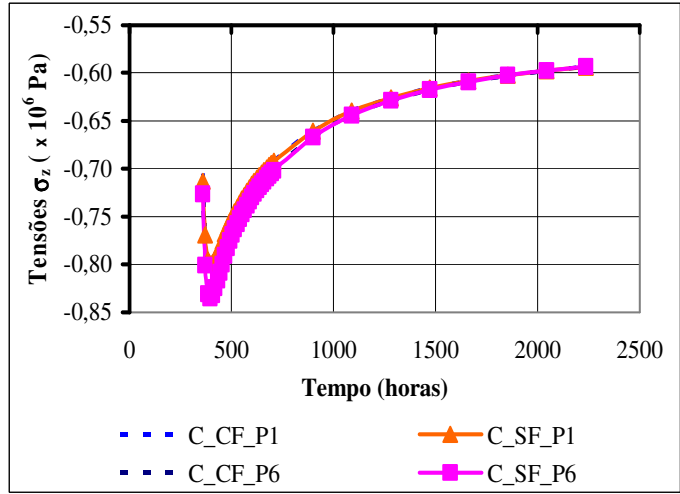
$\sigma_x \text{ (x } 10^6 \text{ Pa)}$		
t (h)	C_CF_P1	C_CF_P6
360	0,083	0,102
504	-0,009	0,001
1090	-0,017	-0,005
2236	-0,005	0,007

(a)



$\sigma_y \text{ (x } 10^6 \text{ Pa)}$		
t (h)	C_CF_P1	C_CF_P6
360	-0,012	-0,013
504	0,021	0,041
1090	0,015	0,038
2236	0,037	0,062

(b)



$\sigma_z \text{ (x } 10^6 \text{ Pa)}$		
t (h)	C_CF_P1	C_CF_P6
360	-0,705	-0,718
504	-0,748	-0,767
1090	-0,640	-0,644
2236	-0,594	-0,593

(c)

Figura 5.30 – Comparações entre os processo de solução com passo de solução igual 1 e igual a 6: (a) tensões σ_x ; (b) tensões σ_y ; (c) tensões σ_z

Sendo que, a legenda nas figuras 5.30 (a), (b) e (c) corresponde a:

C_CF_P1 = Ponto monitorado C analisado com o efeito de fluência com passo de solução igual a 1;

C_CF_P6 = Ponto monitorado C analisado com o efeito de fluência com passo de solução igual a 6.

As Figuras 5.31, 5.32, 5.33 e 5.34 mostram os resultados obtidos pela simulação numérica nos pontos monitorados para o passo de solução igual a 1.

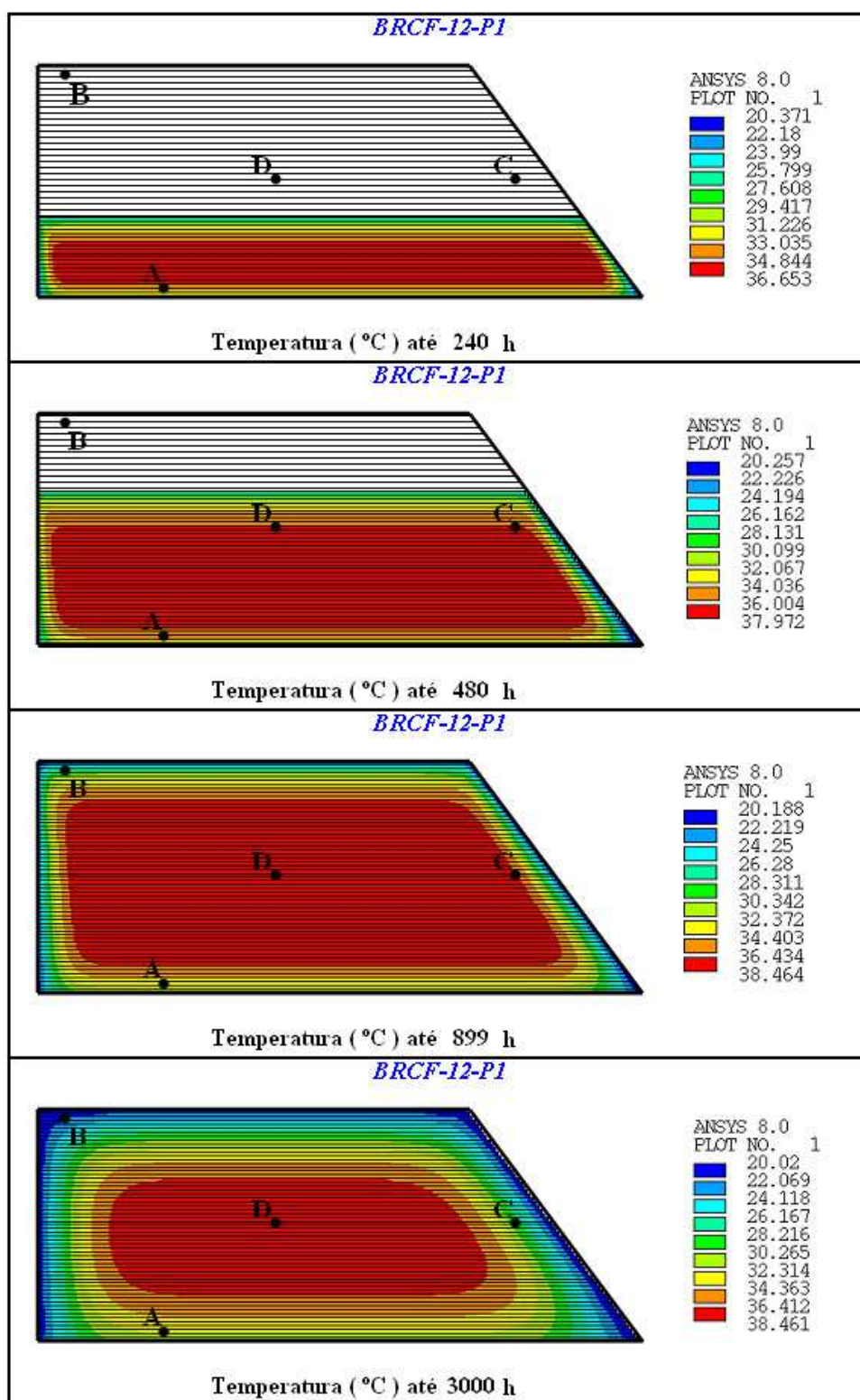


Figura 5.31 – Distribuição das temperaturas nas camadas

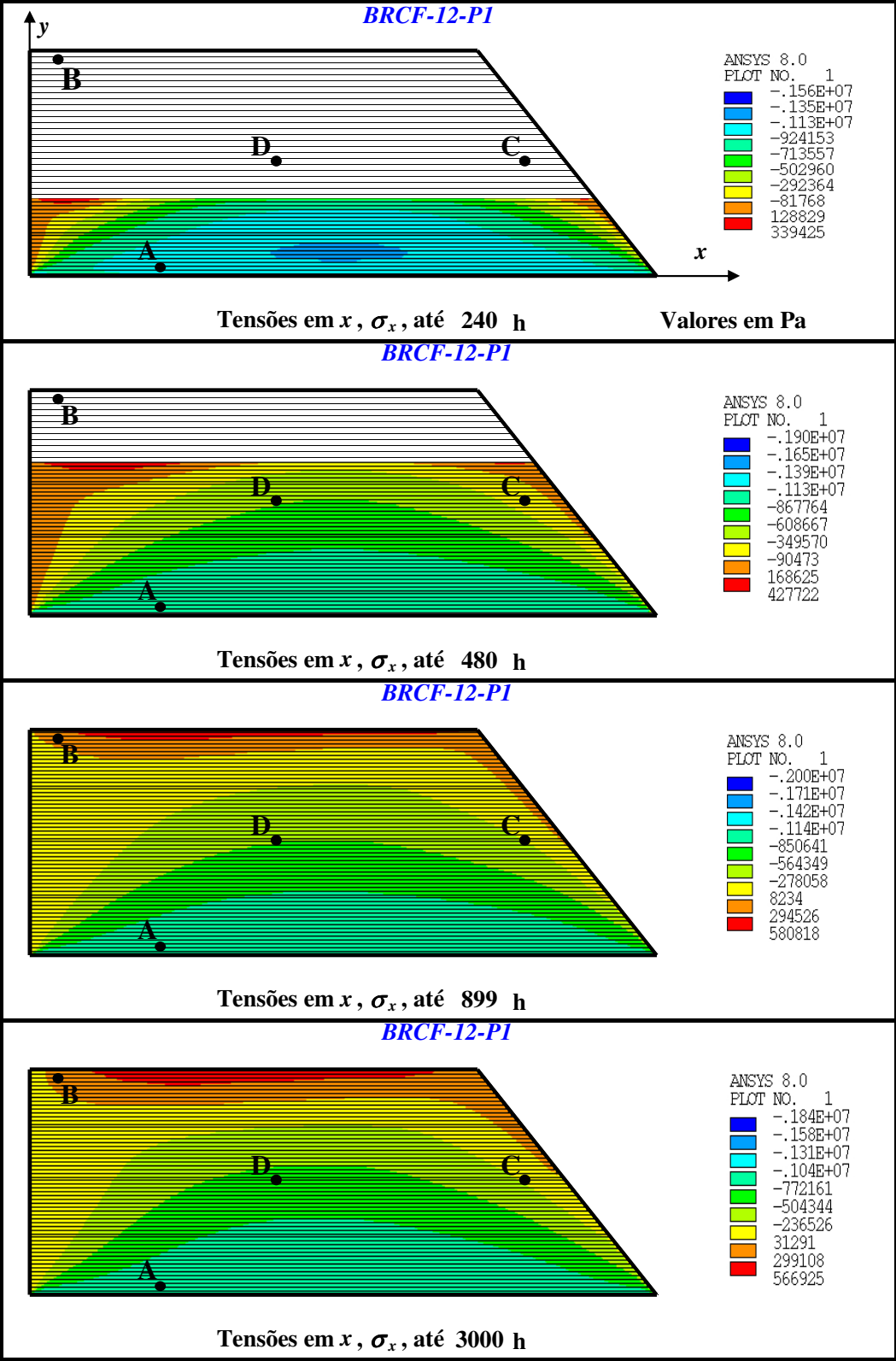


Figura 5.32 – Distribuição de tensões σ_x nas camadas

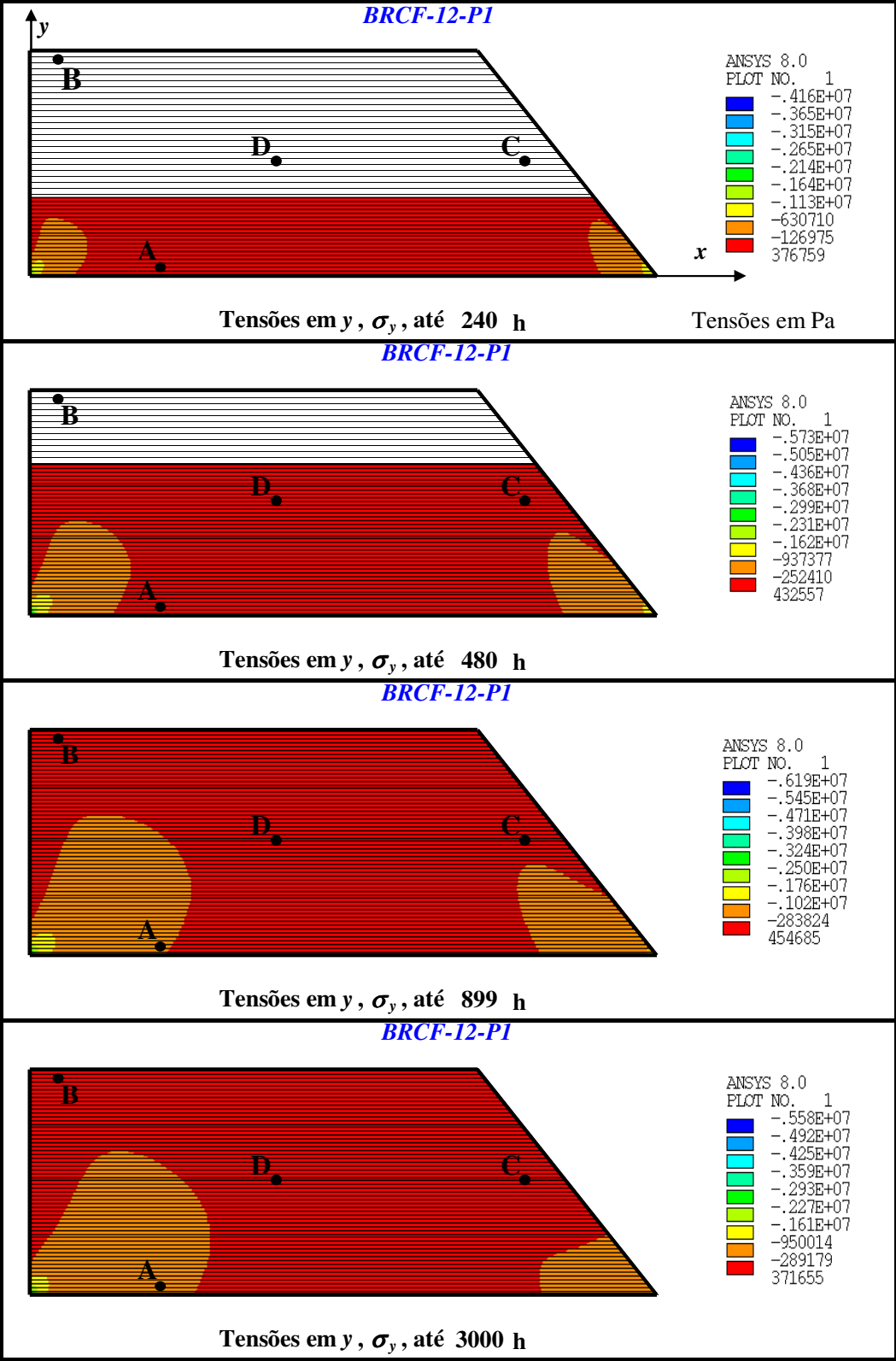


Figura 5.33 – Distribuição de tensões σ_y nas camadas

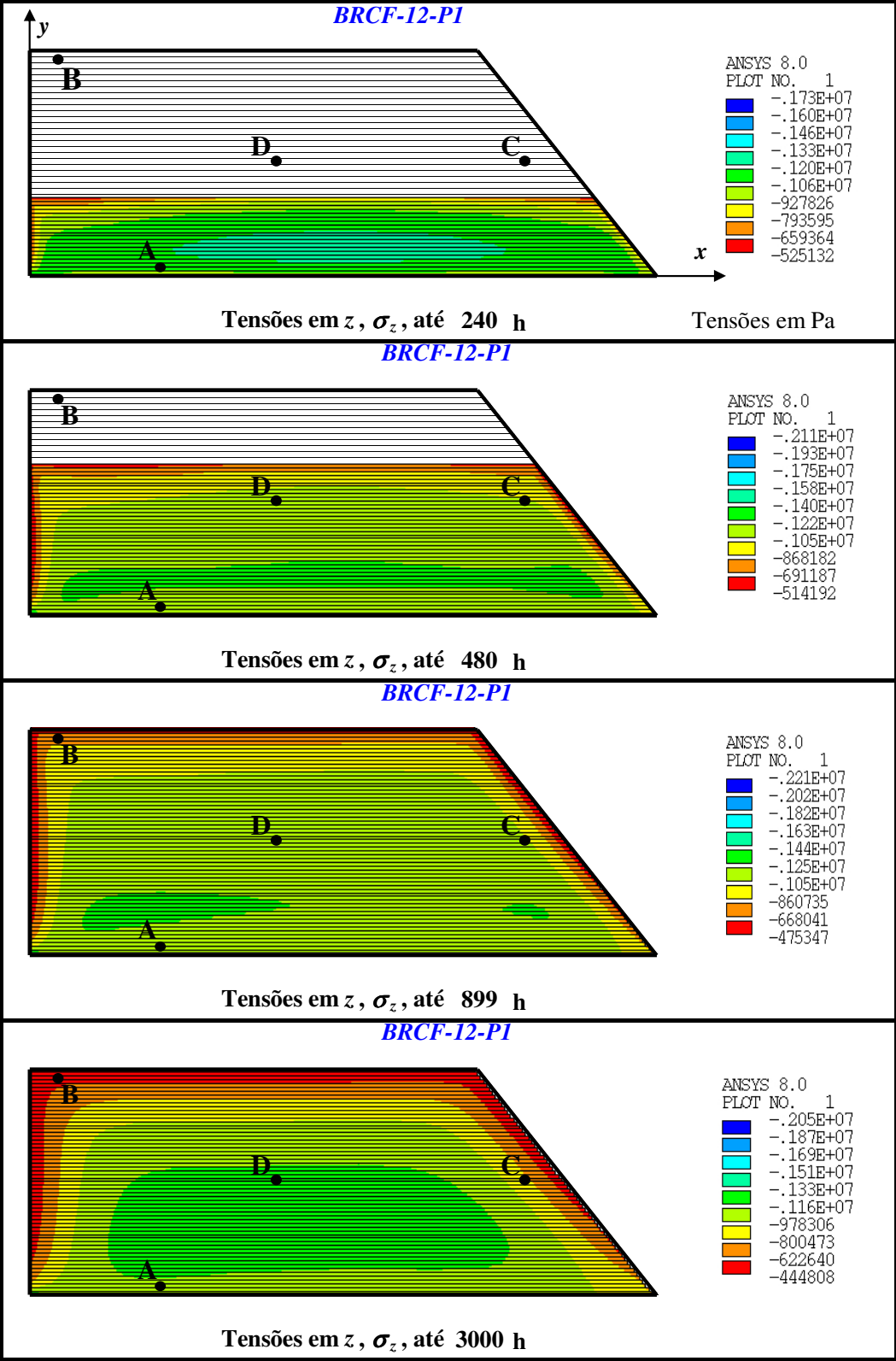


Figura 5.34 – Distribuição de tensões σ_z nas camadas

5.2.3 Exemplo 4: Análise do empuxo em uma barragem hipotética

O objetivo desta modelagem numérica é mostrar o comportamento dos pontos monitorados, definidos na Figura 5.25, através da situação física de empuxo da água à montante na barragem e, também, fazer uma comparação entre uma análise com e sem o efeito da fluência. Para tanto, adota-se o mesmo perfil da barragem de Salto Caxias da Figura 5.24, supondo que ela esteja totalmente construída e que o nível do reservatório de projeto já tenha sido atingido. Neste exemplo não está sendo levado em conta a temperatura.

Para esta situação, admitiu-se que as propriedades do material já estejam praticamente constantes no tempo. Porém, é sabido que as propriedades do concreto demoram a manter uma constância, mas, a intenção desta modelagem é verificar se os resultados das tensões obtidos podem potencializar os pontos monitorados analisados no item 5.2.2.

Na Tabela 5.13 e 5.14 a seguir são definidas as propriedades mecânicas e a discretização utilizada na modelagem.

TABELA 5.13 – PROPRIEDADES MECÂNICAS DA BARRAGEM

Propriedades	Valores
Densidade do concreto	2417 kg/m ³
Densidade da água	1000 kg/m ³
Coefficiente de Poison	0,20
Módulo de elasticidade	11,60 GPa

TABELA 5.14 – CARACTERÍSTICAS DA MODELAGEM

Discretização	Elemento plano quadrangular (8 nós) com espessura da malha igual a 0,50
	5784 elementos
	17739 nós
Equação de Fluência	$\varepsilon_{cc}(t, t_0) = A \sigma^m t^n$
Tempo da análise	3000 horas

A Figura 5.35 a seguir mostra desenho esquemático realizado para esta modelagem com a utilização dos mesmos pontos monitorados da Figura 5.25.

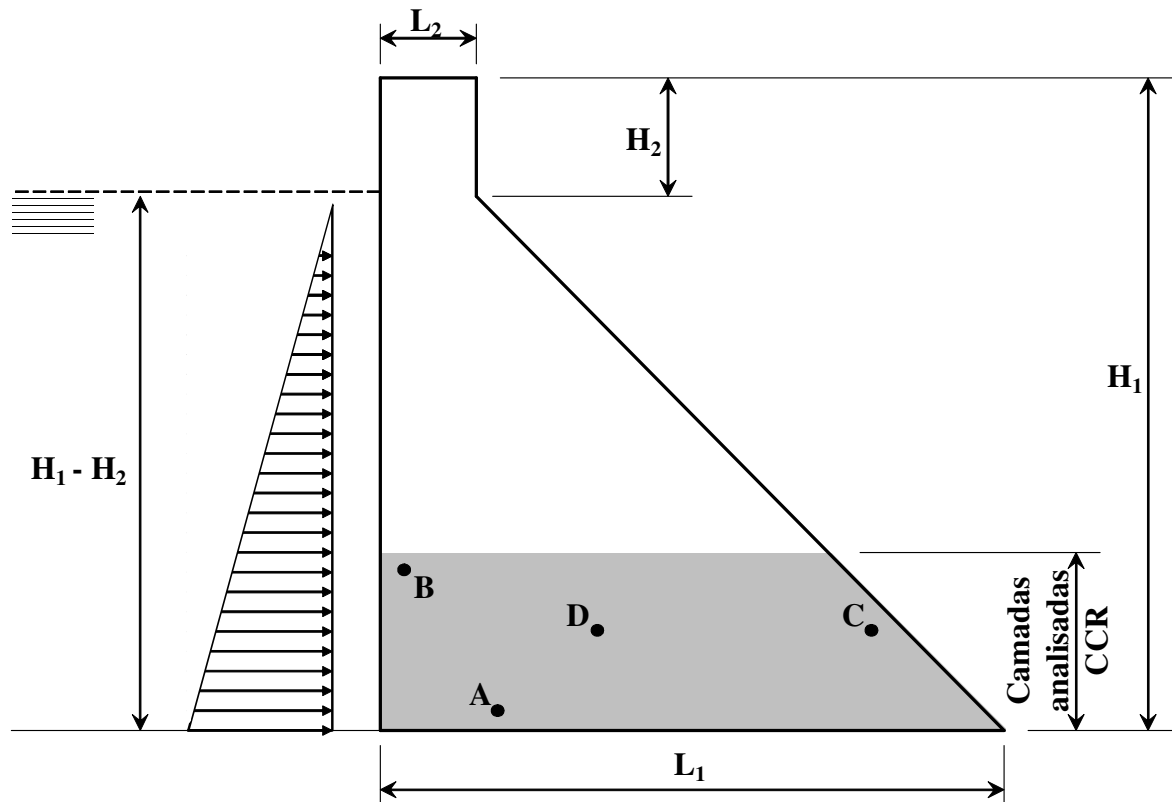


Figura 5.35 – Esquemática da modelagem para o empuxo

Onde:

L_1 = Largura da base da barragem;

L_2 = Largura da cabeça da barragem;

H_1 = Altura total da seção transversal da barragem;

H_2 = Altura da cabeça da barragem;

As medidas acima mencionadas foram tomadas como base da Barragem de Salto Caxias, conforme já mencionado anteriormente.

A Figura 5.36 mostra os gráficos das distribuições de tensões nas três direções, obtidos da simulação numérica e também a comparação dos valores de tensões para os mesmos pontos monitorados da análise numérica realizada no item 5.2.2.

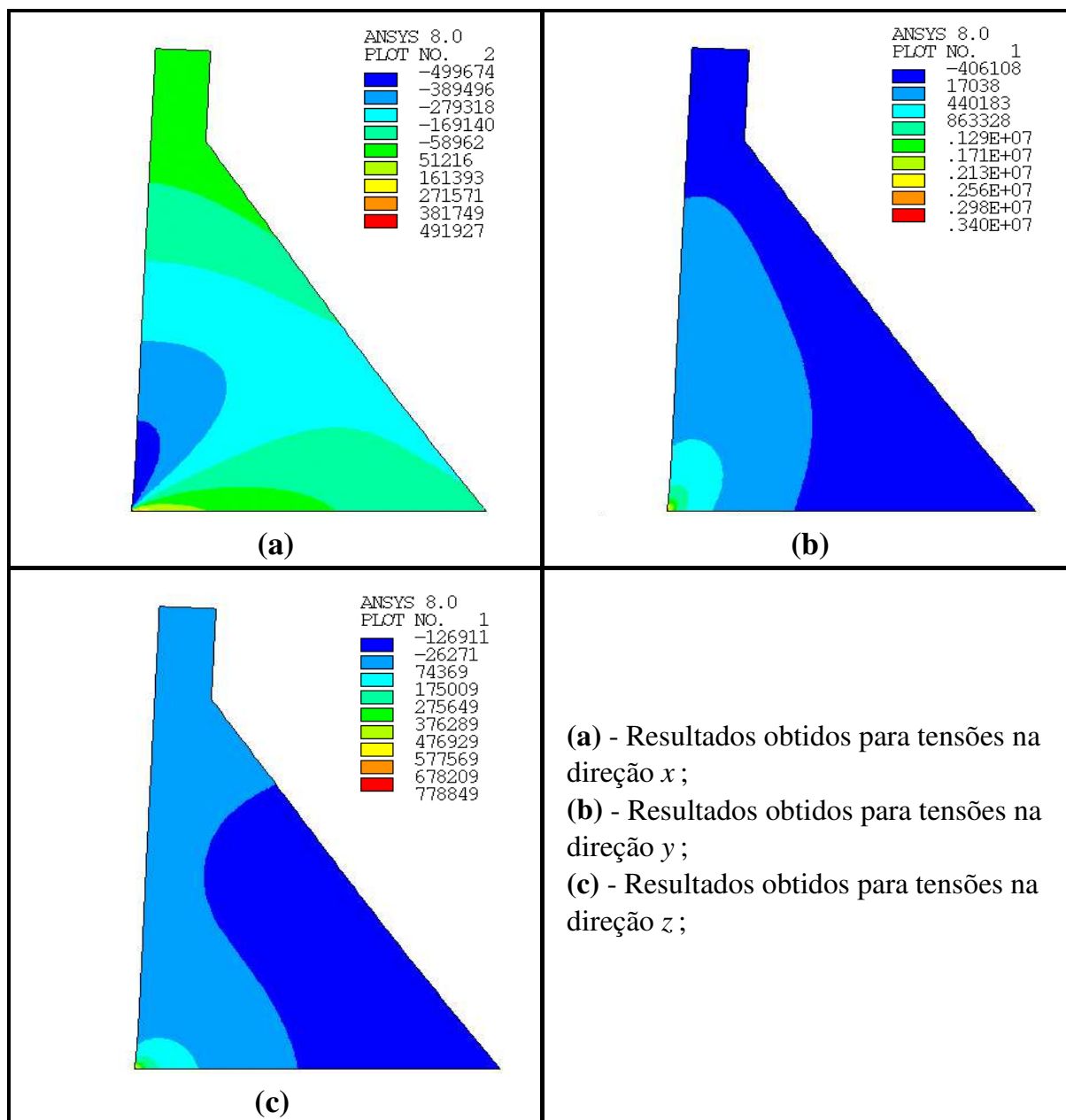


Figura 5.36 – Distribuição de tensões na barragem após a modelagem numérica e comparação dos valores com e sem o efeito da fluência.

TABELA 5.15 – RESULTADOS DAS TENSÕES NOS PONTOS MONITORADOS

PONTO	BRCF-EM (MPa)			BRSF-EM (MPa)			DIFERENÇA		
	σ_x	σ_y	σ_z	σ_x	σ_y	σ_z	% σ_x	% σ_y	% σ_z
A	0,0367	0,2200	0,0513	0,0368	0,2199	0,0514	-0,39%	0,05%	-0,01%
B	-0,3368	0,2664	-0,0141	-0,3368	0,2664	-0,0141	0,00%	0,00%	0,00%
C	-0,2018	-0,3730	-0,1150	-0,2012	-0,3728	-0,1148	0,30%	0,05%	0,14%
D	-0,1532	-0,0024	-0,0311	-0,1532	-0,0024	-0,0311	0,00%	0,00%	0,00%

Onde: BRCF-EM – Barragem analisada com o efeito da fluência e do empuxo;

BRSF-EM – Barragem analisada sem o efeito da fluência e com o empuxo;

Verificando os resultados obtidos da análise, através da Tabela 5.15, pode-se concluir que o acréscimo de tensões nos pontos monitorados leva a uma análise mais detalha e criteriosa para o ponto B. Este ponto está localizado bem próximo ao contorno da primeira etapa da barragem (no galgamento). Verificou-se uma tensão de tração σ_y de $0,2664 \times 10^6$ Pa (0,2664 MPa). Levando-se em consideração a simulação numérica pelo processo construtivo descrito no item 5.2.2 pode-se observar através da Figura 5.28 que o valor final da tensão σ_y , para o mesmo ponto B, é de $0,07 \times 10^6$ Pa (0,07 MPa). Se forem somadas as duas tensões nestas análises, pelo processo construtivo e o empuxo, teremos um valor em torno de 0,34 MPa aproximadamente igual a 7% de f_c . A adoção de 7% do f_c é utilizada neste trabalho apenas como um critério de comparação, sendo necessário, para trabalhos futuros, uma elaboração de um critério de falha para melhor definição da resistência de uma estrutura em CCR.

O efeito de fluência para esta estrutura não se mostrou suficiente para alterar os valores das tensões, mantendo-se quase que constante para as duas modelagens. Isso é coerente uma vez que estamos admitindo que a barragem já está com suas propriedades mecânicas constantes.

5.3 COMENTÁRIOS FINAIS

Verificou-se que a metodologia de fluência adotada, Lei de Potência de *Balley-Norton*, funcionou corretamente para o foco desta dissertação, porém, trabalhos futuros podem ser realizados no sentido de utilizarem equações diferenciadas para cada etapa da simulação, por exemplo, a utilização de uma equação específica para o concreto em primeiras idades com passos de solução refinados.

Observa-se através dos gráficos deste trabalho que as tensões de fluência geradas foram muito pequenas, porém mantêm um valor significativo para análise de estruturas executadas em concreto compactado com rolo. Apesar de valores significativos, não se pode comprovar, através deste trabalho, que as tensões de fluência são responsáveis ocorrência de danos ou fissuras na estrutura.

As maiores dificuldades encontradas neste trabalho foram:

- Encontrar uma expressão de fluência que pudesse ter um bom comportamento para a aproximação do ensaio e também para o software Ansys;
- Adequar em um mesmo código de programação a análise térmica, estrutural, de fluência, combinando com o processo construtivo do CCR;
- Garantir um custo computacional adequado para manter resultados convincentes, uma vez que são realizadas análises térmica, estrutural e de fluência para cada passo de tempo acordando com o processo construtivo;
- Formatação e confecção dos resultados obtidos;
- Encontrar uma malha eficaz, com passo de solução adequado a potência computacional, obtendo-se uma resposta numérica coerente para cada exemplo estudado;

CAPÍTULO 7

6 CONCLUSÕES

Barragens de Concreto Compactado a Rolo têm um comportamento térmico-estrutural relevante, como demonstram inúmeros trabalhos na literatura. Os efeitos térmicos decorrem essencialmente do calor de hidratação gerado pelas reações químicas do cimento. O campo de temperaturas, assim manifestado, desencadeia um estado de tensões por conta das restrições aos deslocamentos que o corpo da barragem apresenta.

A essas tensões estão associadas deformações de origem térmica e o conhecimento desse estado de tensões é importante para a avaliação da integridade da estrutura nas primeiras idades. As deformações que surgem englobam diversos componentes sendo que, para este trabalho, o interesse é o relacionamento à fluência da estrutura.

A simulação de barragens em CCR deve ser feita por modelos que levem em consideração o processo construtivo. No presente trabalho, desenvolveu-se uma metodologia para o cálculo de estruturas executadas em camadas, considerando-se aspectos executivos tais como espessura das camadas, tempo de lançamento entre as mesmas, temperatura de lançamento do concreto, temperatura ambiente, etc.

Modelos viscoelásticos foram apresentados e discutidos. Para a validação do modelo adotado, considerou-se um ensaio piloto baseado na literatura, em relação ao qual, os resultados através das aproximações analíticas e simulações computacionais apresentadas, foram adequados. Os resultados mostraram-se realistas, com erro mínimo de 0,06% e máximo de 4,08%. A Lei de Potência adotada mostrou um bom comportamento, situando-se dentro da região de fluência primária e secundária, conforme foi descrito na definição desta equação e das regiões da curva típica de fluência. Sendo assim, conclui-se que a sua utilização é válida para a análise de uma barragem.

Tanto a simulação numérica dos blocos de concreto e da barragem hipotética, citadas no item 5.2.1 e 5.2.2 respectivamente, foram estudadas detalhadamente por KRUGER *et al* (2003, 2004) e por KAWAMURA (2005), que procuraram avaliar a importância do processo construtivo na distribuição do campo de temperaturas e de tensões mesmo sem levar em consideração efeitos visco-elásticos do concreto. O presente trabalho é, pois, uma complementação daqueles estudos. Nesse sentido, foram feitas análises com e sem a consideração dos efeitos da fluência e os resultados obtidos servem para destacar os efeitos viscoelásticos no comportamento da estrutura.

Através das comparações das simulações numéricas verificou-se que a utilização do passo de solução igual a 6, ou maior, é de fundamental importância para a modelagem, trazendo respostas intermediárias dentro do tempo total de lançamento da camada. Situação esta que se aproxima da execução real em campo.

Pela Figura 5.19, verifica-se que ocorre uma relaxação de tensões de tração e uma redução nas tensões de compressão quando se considera o efeito da fluência, fator importante na verificação do estado limite para a resistência a compressão do concreto.

Em especial para a barragem analisada no item 5.2.2, os níveis de tensões obtidos são muito baixos. Mesmo assim constata-se uma diferença de 48% para as tensões em x , e 56% em y , entre as tensões determinadas com a fluência e as obtidas sem esse efeito. Porém, observa-se também que, após a conclusão da estrutura e conseqüente resfriamento das faces em contato com o meio ambiente, esta diferença diminui até próximo a 26,60% e 3,10% para as direções x e y respectivamente.

Através da modelagem numérica simulando o empuxo na seção transversal da barragem, verifica-se que a diferença entre as tensões, comparando-se o efeito da fluência, é muito pequena e não influencia diretamente o estado de tensões na barragem sem o efeito da fluência.

Para simular o processo de construção, a execução de ensaios que tragam valores e parâmetros para as deformações por fluência são de extrema importância para uma modelagem mais criteriosa no sentido numérico.

Pode-se observar que a paralisação do processo construtivo, como o ocorrido na Barragem de Salto Caixas, pode interferir na distribuição de tensões nos pontos monitorados da modelagem, podendo ocorrer acréscimos de tensões após o resfriamento, como foi mostrado na Figura 5.28.

Os resultados obtidos recomendam avaliações mais minuciosas em outros pontos da barragem e em outros instantes de tempo, e enfatizam a importância de modelos numéricos que considerem o efeito das tensões de origem térmica nas deformações por fluência.

Como sugestões para trabalhos futuros podem ser citados:

- Modelagem numérica para análise de tensões devido a deformação por retração do concreto, completando equação 2.3.3 citada no item 2.3.4;
- Incluir um critério de falha específico para o concreto compactado com rolo (CCR);
- Simulação numérica para análise térmica-estrutural de fluência e retração para uma barragem em CCR rampado;
- Avaliação da metodologia aqui apresentada abrangendo uma modelagem numérica em 3D;
- Análise criteriosa para o campo tensões x deformações, onde se inclua todas as deformações da equação 2.3.3;
- Como a modelagem do efeito da fluência em estruturas de concreto tem sua bibliografia constantemente renovada, convém atualizar os modelos de equações para os trabalhos futuros para as situações atuais;

- Simular o problema a fim de determinar o nível de aumento das tensões nos pontos monitorados pela consideração dos efeitos térmicos, isto é, se esses efeitos não forem considerados e qual erro cometido na avaliação das tensões;
- Testar a metodologia proposta em algum caso real, que tenha todos os parâmetros avaliados em laboratório, e cujo comportamento possa ser medido e acompanhado ao longo do tempo.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ABCP – ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE CIMENTO PORTLAND. **Histórico do CCR**. Disponível em: <http://www.abcp.org.br/hot_site_barragens>. Acesso em: 01 jun 2005.

ABNT-ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **NBR6118**: Projeto e execução de obras de concreto armado. Rio de Janeiro, 2003.

ACI COMMITTEE 207. Mass concrete for dams and other massive structures. **American Concrete Institute Journal**, Vol. 67, n. 4, pp. 273-309, April 1970.

ACI COMMITTEE 209. Prediction of creep, shrinkage, and temperature effects in concrete structures. **American Concrete Institute**, ACI 209R-92, 47 pp., 1992.

AMERICAN CONCRETE INSTITUTE. **ACI 207.1R-96**: Mass concrete. USA, 1995.

AMERICAN CONCRETE INSTITUTE. **ACI 207.2R-95**: Effect of restraint, volume change, and reinforcement on cracking of mass concrete. USA, 1995.

ANDRIOLO, F. R. **Contribuições para o conhecimento e desenvolvimento do concreto rolado**. 1. ed. Apoio de reprodução Barber Greene do Brasil, 1989.

ANDRIOLO, F. R. Inspeção e controle de qualidade do concreto. São Paulo: Newswork, 1993.

ANDRIOLO, F. R. **The use of rolled compacted concrete**. São Paulo: Oficina de Textos, 1998.

ANSYS INC. COMPANY. **ANSYS®/Multiphysic versão 8.0**. Análise de elementos finitos, 2000-2003.

AZEVEDO, A. F. M. **Mecânica dos sólidos**. Porto: Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto, 1996. Disponível em: <http://civil.fe.up.pt/pub/people/alvaro/public_por.htm>. Acesso em: 20 agosto 2005.

AZEVEDO, A. F. M. **Método dos elementos finitos**. Porto: Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto, 2003. Disponível em: <http://civil.fe.up.pt/pub/people/alvaro/public_por.htm>. Acesso em: 20 agosto 2005.

BARBOSA, N. P.; MENDONÇA, A. V. M.; GUIMARÃES, C. A.; LIRA, B. B. Barragem de Camará. **Universidade Federal da Paraíba – Centro de Tecnologia**. Vol.1, pp. 95, João Pessoa, 2004.

BARRETT PR, F. Thermal structural analysis methods for RCC dam. **The Third ASCE specialty conference on RCC**, Rcc 3, p. 407-422, 1992.

BATHE, K. T. **Finite element procedures**. New Jersey: A Simon & Schuster Company Englewood Cliffs, 1996

BATISTA, E. L.; GRAÇA, N. G.; ANDRADE, W. P. DE; SANTOS, F. DE C. R. DOS; MOREIRA, L. C. **Execução de concreto compactado com rolo rampado em Lajeado**. 44º Congresso Brasileiro do Concreto, Instituto Brasileiro de Concreto. Disponível em: <http://www.construsite.com.br/o_empregado/fevereiro2003/materias/Concreto/Concreto.html>. Acesso em: 20 jan 2006.

BAZANT, Z. P. Creep of Concrete. **Complete version of an article whose slightly abbreviated version was printed in Encyclopedia of Materials: Science and Technology, K.H.J. Buschow et al., eds. Elsevier. Vol. 2C, p. 1797 – 1800. Amsterdam, 2001.**

BAZANT, Z. P.; WU, S. T. Dirichlet series creep function for aging concrete. **J. Eng. Mech. Div. ASCE 100 (EM3). p. 575-597. 1974.**

BEJAN, A. **Transferência de calor**. São Paulo: Editora Edgard Blucher Ltda, 1996.

CALMON, J. L. **Estudio térmico y tensional en estructuras masivas de hormigón. Aplicacion a las presas durante la etapa de construcción**. Tese (Doutorado) – Universidade Politécnica de Catalunya, Barcelona, 1995.

CARVALHO, A. DOS G. **Energia de ativação dos concretos: experimentação e modelagem**. Dissertação (Mestrado) – Universidade Federal do Rio de Janeiro – COPPE, Rio de Janeiro, 2002.

CEB-FIP MODEL CODE. Comité Européen Du Béton – Federation Internationale de la Précontrainte. **Bulletin d'Information N° 203**. Vienne, 1991.

CESP – COMPANHIA ENERGÉTICA DE SÃO PAULO. **Barragem de Porto Primavera, 1993**. Disponível em: <http://www.abcp.org.br/hot_site_barragens>. Acesso em: 01 jun 2005.

CHEN, Y.; WANG, C.; LI, S.; WANG, R.; HE, J. Simulation analysis of thermal stress of RCC dams using 3-D finite element relocating mesh method. **Advanced in Engineering Software**, Vol. 32, p. 677-682, 2001.

COOK, R. D.; MALKUS, D. S.; PLESHA, M. E.; WITT, R. J. **Concepts and applications of finite element analysis**. 4. ed. New York: John Wiley & Sons Inc., 4ª Edição, 2002.

DEBS, A. L. H. C. E. ; FERNANDES, R.M . A influência das ações repetidas na aderência aço-concreto. **Simpósio EPUSP sobre estruturas de concreto**, Vol. 4, São Paulo, 2000.

DU, C.; LIU, G. Numerical procedure for thermal creep stress in mass concrete structures. **Communications in Numerical Methods in Engineering**, Vol. 10, p. 545-554, 1994.

EQUIPE DE FURNAS, Laboratório de Concreto, Departamento de Apoio e Controle Técnico. **Concretos : massa, estrutural, projetado e compactado com rolo : ensaios e propriedades**. São Paulo: editor Walton Pacelli de Andrade - Pini, 1997.

FINDLEY, W.N.; LAI, J.S.; ONARAN, K. **Creep and Relaxation of Nonlinear Viscoelastic Materials – With an introduction to linear viscoelasticity**, 1 ed. New York: Dover 36, 1976.

FORBES, B. A. Some Recent Innovative Methods and Techniques in the Design, Construction and Repair of RCC Construction and Repair of RCC Dams. **Seminário sobre novas tecnologias do concreto compactado com rolo**. Curitiba, 2005.

FRANCISCO, D. L. **Flambagem reológica de estacas esbeltas em solos argilosos**. Dissertação (Mestrado) – Universidade Federal do Rio de Janeiro, COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, 2003.

GAMBALE, A. G.; FONTOURA, J. T.; PIMENTA, M. D.; GUEDES, Q. M. A evolução da tensão obtida a partir da deformação medida em um material viscoelástico. **Anais da XXV jornadas sul-americanas de engenharia estrutural**. Vol.1, 1991.

GIESECKE, J.; QIN, M.; MARX, W. Realistic and Computational Efficient Evaluation of Temperature and Stress Development in Large RCC Dams. **German Dam Research And Technology**. pp. 1-12. disponível em: < http://www.talsperrenkomitee.de/german_research >. Acesso em: 20 ago 2005.

GOMES, P. C. C.; SHEHATA, L. C. D.; ALMEIDA, I. R.. Resistência à Tração e Módulo de Elasticidade de Concretos de Alta Resistência. **Congresso Internacional em Concreto de Alto Desempenho, E Desempenho e Qualidade das Estruturas de Concreto**. Vol. 1, p. 29-39, 1996.

IBC-INSTITUTO BRASILEIRO DO CONCRETO. **Concreto massa no Brasil: memória técnica/centrais elétricas brasileiras**. Rio de Janeiro: Comitê Brasileiro de Grandes Barragens, 1989.

INCROPERA, F. P.; WITT, D. P. **Fundamentos de transferência de calor**. 3. ed. Rio de Janeiro: Editora Guanabara, 1992.

ITAIPU – USINA HIDROELÉTRICA. **Portal da Costa Oeste**. Disponível em: <<http://www.portaldacostaoeste.com.br/turismo>>. Acesso em: 02 jun 2005.

KAMEL, K. F. S. Projeto envolvendo soluções com CCR. **II Simpósio Nacional de Concreto Compactado com Rolo**, 1996.

KAWAMURA, E. **Estudo do comportamento termo-estrutural bidimensional de arragens de concreto utilizando o método dos elementos finitos**. Dissertação (Mestrado) – Universidade Federal do Paraná – Programa de Pós-Graduação em Métodos Numéricos em Engenharia, Curitiba, 2005.

KRAUS, HARRY. **Creep analysis**. Canada: A Wiley–Interscience Publication, 1980.

KRÜGER, D. A. V. **Análise térmica transiente de estruturas de concreto executadas por camadas**. Dissertação (Mestrado) – Universidade Federal do Paraná – Programa de Pós-Graduação em Métodos Numéricos em Engenharia, Curitiba, 2001.

KRÜGER, D. A. V.; MACHADO, R. D.; MARINO, M. A. Análise térmica de estruturas executadas por camadas: aplicação a barragens em CCR. **22nd Iberian Latin-American Congress on Computational Methods in Engineering**. Campinas, SP, nov/2001.

LACERDA, L.A.; ORLOWSKI, E. A. G.; KRÜGER, D. A. V.; SOARES, M. A.; KAWAMURA, E. E.; CARVALHO N. F.; MACHADO R. D.; HECKE. Análise Termo-

Mecânica de Barragens de Concreto Compactado com Rolo. **II Congresso de Inovação Tecnológico em Energia Elétrica**. Salvador, BA, 2003.

LAI, W. M.; RUBIN, D.; KREMPL, E. **Introdution to continuum mechanics**. 3. ed. New York: Pergamon Press Oxford, 1993.

LORDAN, W. R. The theory of concrete creep. **Proc. ASTM**. Vol. 40, p. 1082-1102, 1952.

LUNA, R.; WU, Y. Numerical implementation of temperature and creep in mass concrete. **Finite Elements In Analysis And Design**, Vol. 37, p. 97-106, 2001.

MARCZAK, R. J. **Comportamento não-linear dos materiais - Parte II**. Porto Alegre: Escola de Engenharia da Universidade Federal do Rio Grande do Sul, 2004. Disponível em: <<http://www-gmap.mecanica.ufrgs.br/sumulas/eng03005/download/Parte%20II%20-%20v06.pdf>>. Acesso em: 15 mar 2006.

MEHTA e MONTEIRO, P. K.; MONTEIRO, P. J. M. **Concreto: estrutura, propriedades e materiais**. Tradução de: Antonio Carmona Filho, Denise Carpena Coitinho dal Molin, Maria Alba Cincotto, Moema Ribas Silva, Mônica Prezzi, Paulo Roberto do Lago Helene e Silvia Maria de Souza Selmo. São Paulo: Pini, 1994.

MONTEIRO, A. E. C. **Uma introdução à viscoelasticidade**. Dissertação (Mestrado) – Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 1984.

NEVILLE, A. M. **Propriedades do concreto**. 2. ed. Tradução de: Salvador E. Giammusso. São Paulo: Pini, 1997.

ODEN, J. T.; CAREY, G. F.; BECKER, E. B. **Finite elements an introduction – Vol I**. Texas: Texas Institue for Computational Mechanics, The University of Texas at Austin, 1981.

PAULON, V. A.; DALMOLIN, D.; MARQUES FILHO, J.; ANDRADE, W. P. de. Caracterização de concreto compactado com rolo em laboratório. **e-Mat – Revista de Ciência e Tecnologia de Materiais de Construção Civil**. Vol. 1, n-1, p. 66-78, Maio 2004.

PEREIRA, P. N. **Estudo das propriedades dos concretos massa e estrutural, utilizando cimento portland pozolânico**. Dissertação (Mestrado) – Universidade de São Paulo – Escola Politécnica, São Paulo, 2001.

RAPHAEL, J. **Jornal ACI Proc**. Vol. 81, n.2, pp. 158-64, 1984.

ROSS, A. D. Concrete creep data. **The Structural Engineer**. Vol. 15, p. 314-126, Londres, 1994.

RÜSCH, E.H.H. **Concreto Armado e Protendido, Propriedades das Materiais e Dimensionamento**. 1 ed. Rio de Janeiro: Ed. Campus, 1981.

SAMPAIO, C. D. C. **Comparação entre a modelagem numérica e experimental da deformação por fluência em vigas de concreto armado**. Dissertação (Mestrado) - Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, São Paulo, 2004.

SANTOS, S. B. DOS. **Uma contribuição ao estudo do comportamento termodinâmico de estruturas maciças de concreto. Modelagem, viscoelasticidade linear e aplicações.** Dissertação (Mestrado) – Universidade Federal do Espírito Santo, Vitória, 2004.

SANTOS, S. B.; GAMBALE, E. A.; ANDRADE, M.A. S.; MURCIA, J.; CALMON, J. L. Análise de fluência do concreto compactado com rolo através de medidas de deformações tridimensionais sob carga uniaxial um ensaio piloto. **IBRACON – Instituto Brasileiro de Concreto. 5º Congresso Brasileiro de Concreto.** Vitória, 2003.

SHAMES, I. H. **Introduction to solid mechanics.** 2 ed. New Jersey: Prentice Hall Inc., 1989.

SOROKA, I. **Concrete in hot environments.** 1 ed. Londres: E & FN Spon, 1993. Disponível em: < <http://www.crcnetbase.com> >. Acesso em: 25 nov 2005.

TIMOSHENKO, S. P. **Mecânica dos sólidos: Volume I.** Rio de Janeiro: Livros Técnicos e Científicos Editora, 1993.

U. S. BUREAU OF RECLAMATION. **Creep of concrete under high intensity loading:** Concrete Laboratory Report N0 C-820. Denver, Colorado, 1956.

UFRJ-UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO DE JANEIRO. **Portal UFRJ – Universidade Federal do Rio de Janeiro – Física II – Condução.** Disponível em: <<http://omnis.if.ufrj.br/~bertu/fis2/calor/conducao.html>>. Acesso em: 15 ago 2005.

UFSC-UNIVERSIDADE FEDERAL DE SANTA CATARINA. **Transferência de quantidade de movimento - reologia dos Fluidos.** Disponível em: <<http://enq.ufsc.br/disci/eqa5415/REOLOGIA%20DE%20FLUIDOS%20-%20apostila.pdf>>. Acesso em: 04 abr 2006.

MAPLE INC. **MAPLE® versão 7.0.** Software para análise matemática, 1981-2001.

ZHU, B.F. The elastic modulus, creep compliance and stress relaxation coefficient of concrete. **Hydraulic.** J. 9. p. 9 .1985.

ANEXO 1 – ELEMENTOS

A metodologia proposta no presente trabalho foi desenvolvida através do software comercial *Ansys 8.0* (ANSYS, 2003).

Esta opção deveu-se, entre outros fatores, à possibilidade de otimizar as análises das estruturas com a utilização dos recursos disponíveis para a discretização e definição de elementos, a capacidade de resolução numérica e a disponibilidade de interfaces gráficas.

Para a discretização de problemas sujeitos a análises térmicas e estruturais, o programa empregado apresenta uma biblioteca com cerca de 40 diferentes tipos de elementos (KRÜGER, 2001).

Na análise estrutural para a deformação por fluência, desenvolvida neste trabalho, foram utilizados dois tipos de elementos, os elementos quadrangulares quadráticos com oito nós e elementos sólidos oito nós. Os elementos sólidos foram usados apenas para validação da proposta, sendo os quadrangulares quadráticos o fator principal da análise.

A1.1 – ELEMENTO PLANO QUADRANGULAR PLANE183 (2D)

O elemento plano PLANE183 é um elemento de maior ordem que a outra versão de elemento quadrangular de quatro nós, isto fornece uma melhor precisão nos resultados podendo ser usado em formas irregulares de domínio. O PLANE183 tem oito nós com dois graus de liberdade para cada nó nas direções x e y .

Pode ser usado como elemento plano ou axissimétrico em análises de: plasticidade, fluência, expansão, tensões de endurecimento, grandes deformações e grandes deflexões. Veja Figura A1.1 que mostra o elemento utilizado neste trabalho.

A geometria utilizada para o PLANE183 é de um elemento finito de oito nós com lados curvos, cujas coordenadas estão no referencial global, ver Figura A1.1(a). A espessura do elemento finito laminar é designada por h , que pode também ser uma função de x e y . Para

facilitar cálculos matemáticos e programação em computador, faz-se necessária à utilização de uma transformação de coordenadas (T_e), passando do plano x - y para o plano r - s , resultando em um elemento quadrilateral mostrado na Figura A1.1(b).

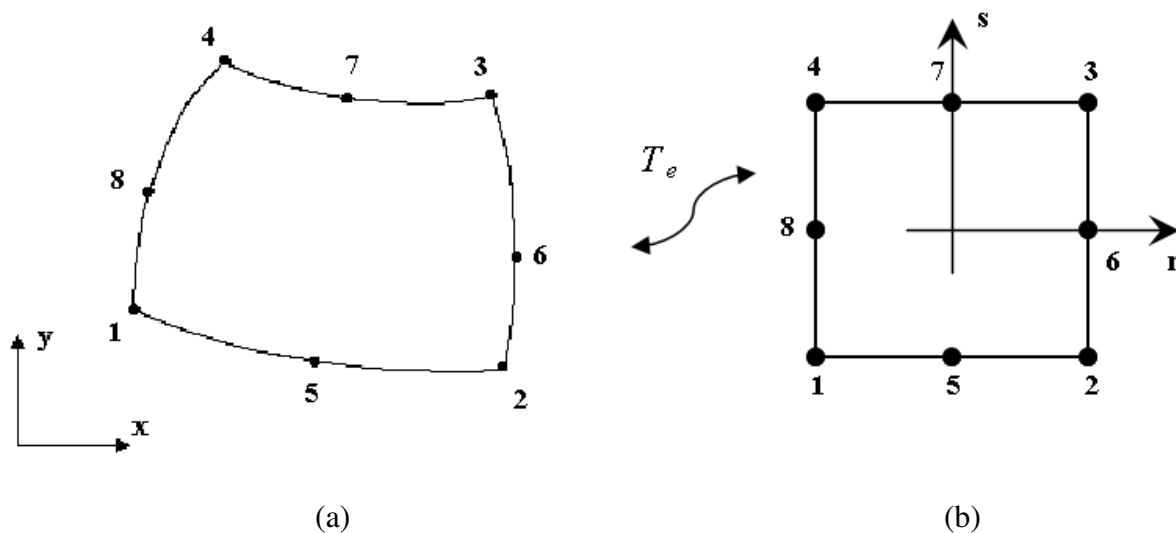


Figura A1.1 – Elemento plano quadrilateral de 8 nós. Adaptado de ANSYS, 2000

As funções de forma definidas para este elemento correspondem a:

$$\left\{ \begin{array}{l} N_1(r,s) = \frac{1}{4}(1-r)(1-s)(-1-r-s) \\ N_2(r,s) = \frac{1}{4}(1+r)(1-s)(-1+r-s) \\ N_3(r,s) = \frac{1}{4}(1+r)(1+s)(-1+r+s) \\ N_4(r,s) = \frac{1}{4}(1-r)(1+s)(-1-r+s) \\ N_5(r,s) = \frac{1}{2}(1-r^2)(1-s) \\ N_6(r,s) = \frac{1}{2}(1+r)(1-s^2) \\ N_7(r,s) = \frac{1}{2}(1-r^2)(1+s) \\ N_8(r,s) = \frac{1}{2}(1-r)(1-s^2) \end{array} \right. \quad (A1.1)$$

A1.2 – ELEMENTO SÓLIDO SOLID65 (3D)

O elemento SOLID65 é usado para modelar sólidos em três dimensões analisando as fissuras, quando sujeita a tração, e esmagamento, quando da compressão. Em aplicações de concreto, o SOLID65 pode ser usado para modelar o comportamento da armadura de uma peça. Outra opção de utilização deste elemento é em compósitos reforçados com fibras e materiais geológicos como a rocha.

O SOLID65 é definido por oito nós com três graus de liberdade em cada nó nas direções x , y , e z , tendo como mais importante aspecto o tratamento de propriedades não lineares do material. Ele pode ser usado em análises de fissuras (com resultados em três direções ortogonais), esmagamento, deformações plásticas e deformações por fluência. Veja Figura A1.2 com a definição do elemento SOLID65.

A exemplo do elemento PLANE183, o elemento SOLID65 utiliza-se de funções de forma para facilitar programações de computadores e simplificações de equações.

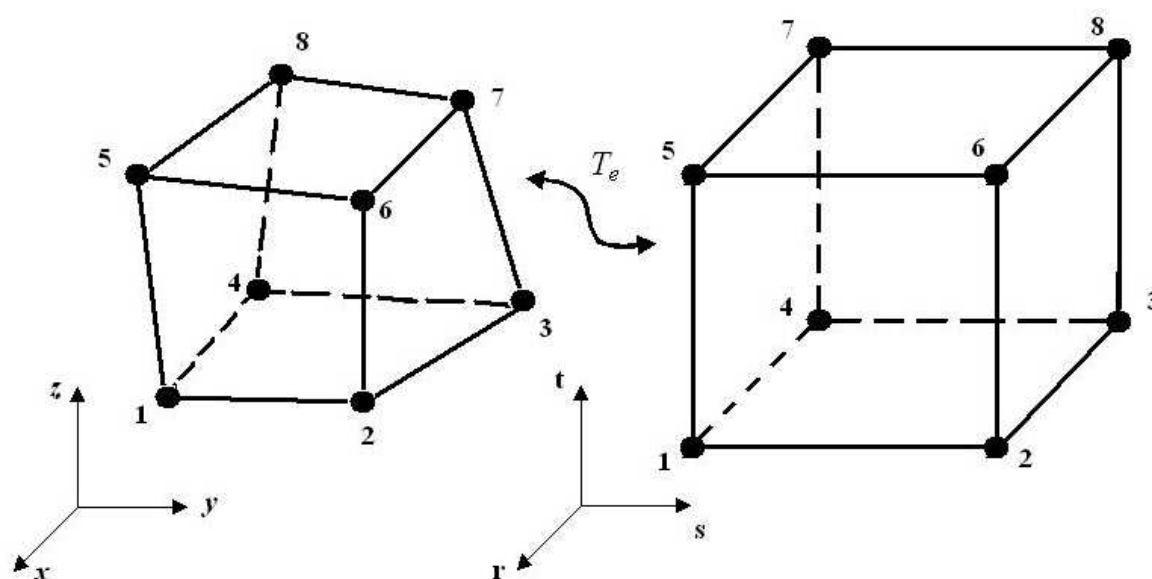


Figura A1.2 – Elemento sólido de oito nós, adaptado de ANSYS, 2000

As funções de forma definidas para este elemento correspondem a:

$$\left\{ \begin{array}{l}
N_1(r, s, t) = \frac{1}{8}(1-s)(1-t)(1-r) \\
N_2(r, s, t) = \frac{1}{8}(1+s)(1-t)(1-r) \\
N_3(r, s, t) = \frac{1}{8}(1+s)(1+t)(1-r) \\
N_4(r, s, t) = \frac{1}{8}(1-s)(1+t)(1-r) \\
N_5(r, s, t) = \frac{1}{8}(1-s)(1-t)(1+r) \\
N_6(r, s, t) = \frac{1}{8}(1+s)(1-t)(1+r) \\
N_7(r, s, t) = \frac{1}{8}(1+s)(1+t)(1+r) \\
N_8(r, s, t) = \frac{1}{8}(1-s)(1+t)(1+r)
\end{array} \right. \quad (\text{A1.2})$$

ANEXO 2 – MÉTODOS DE APROXIMAÇÃO DA FLUÊNCIA

Este anexo tem a finalidade de introduzir o conceito relativo à aproximação dos ensaios utilizados para a validação do modelo numérico. Os métodos de aproximação aqui explicitados serão definidos para o ensaio do CCR, item 4.3.1. Para o ensaio do CCV a metodologia utilizada será a mesma.

Inicialmente será realizada a aproximação analítica, e na sequência as aproximações para o elemento plano PLANE183 e sólido SOLID65.

A2.1 – APROXIMAÇÃO ANALÍTICA

Os conceitos para a elaboração desta aproximação analítica estão conforme KRAUS (1980).

Para proceder com a equação de aproximação para a deformação por fluência analiticamente utiliza-se a seguinte equação:

$$\varepsilon_{cc}(t) = A\sigma^m t^n \quad (\text{A2.1})$$

As constantes A , m e n são em função da temperatura. O valor de m é maior que 1 e n é, usualmente, uma fração. Esta lei é usada apenas para modelo de fluência primária e secundária.

Diferenciando a equação A2.1 tem-se a equação A2.2, que fornece a taxa de deformações ao longo do tempo, fator determinante para um problema de tensões variáveis. A formulação resultante desta diferenciação é conhecida como “*endurecimento com o tempo*”.

$$\frac{\partial \varepsilon_{cc}(t)}{\partial t} = \dot{\varepsilon}_{cc}(t) = A\sigma^m n t^{(n-1)} \quad (\text{A2.2})$$

Pode-se obter uma outra formulação eliminando o tempo t da equação A2.2. Faz-se isso partindo da equação A2.1, assim:

$$t = \left(\frac{\varepsilon_{cc}(t)}{A\sigma^m} \right)^{1/n} \quad (\text{A2.3})$$

Substituindo a equação A2.2 em A2.3 tem-se a equação conhecida como “*endurecimento com a deformação*”:

$$\dot{\epsilon}_{cc}(t) = A^{1/n} \sigma^{m/n} (\epsilon_{cc}(t))^{(n-1)/n} \quad (A2.4)$$

O tensor, taxa de deformação por fluência, pode ser escrito em termos do tensor desviatório de tensões, em um sistema de coordenadas cartesianas $x_i = x_1, x_2, x_3$, conforme equação A2.5 abaixo, representando seis equações.

$$\dot{\epsilon}_{ij}^C = \lambda S_{ij} \quad i, j = 1, 2, 3 \quad (A2.5)$$

Onde λ é um fator de proporcionalidade e o tensor desviatório, S_{ij} , é determinado a partir do tensor de tensões σ_{ij} , conforme expressão A2.7.

$$\sigma_{ij} = \begin{bmatrix} \sigma_{11} & \sigma_{12} & \sigma_{13} \\ \sigma_{12} & \sigma_{22} & \sigma_{23} \\ \sigma_{13} & \sigma_{23} & \sigma_{33} \end{bmatrix} \quad (A2.6)$$

$$S_{ij} = \sigma_{ij} - \frac{1}{3} \sigma_{kk} S_{ij} \quad (A2.7)$$

$$S_{ij} = \begin{bmatrix} \frac{1}{3}(2\sigma_{11} - \sigma_{33} - \sigma_{22}) & \sigma_{12} & \sigma_{13} \\ \sigma_{12} & \frac{1}{3}(2\sigma_{22} - \sigma_{33} - \sigma_{11}) & \sigma_{23} \\ \sigma_{13} & \sigma_{23} & \frac{1}{3}(2\sigma_{33} - \sigma_{11} - \sigma_{22}) \end{bmatrix} \quad (A2.8)$$

Para se determinar o fator de proporcionalidade λ , da equação A2.5, se faz necessária a definição da tensão efetiva conforme segue na equação A2.9 abaixo.

$$\sigma_e = \left(\frac{1}{\sqrt{2}} \right) \sqrt{[(\sigma_{11} - \sigma_{22})^2 + (\sigma_{33} - \sigma_{22})^2 + (\sigma_{11} - \sigma_{33})^2 + 6(\sigma_{12}^2 + \sigma_{23}^2 + \sigma_{13}^2)]} \quad (A2.9)$$

Uma segunda alternativa de se expressar a equação A2.9 é:

$$\sigma_e = \sqrt{3J_2}, \quad J_2 = \frac{S_{ij}S_{ij}}{2} \quad (A2.10)$$

Onde J_2 é o segundo invariante do tensor desviatório de tensões definido acima na equação A2.10.

Da mesma forma, a taxa de deformação por fluência efetiva é definida como,

$$\dot{\bar{\epsilon}}_{cc} = \left(\frac{\sqrt{3}}{2} \right) \left\{ \left(\dot{\epsilon}_{11}^C - \dot{\epsilon}_{22}^C \right)^2 + \left(\dot{\epsilon}_{22}^C - \dot{\epsilon}_{33}^C \right)^2 + \left(\dot{\epsilon}_{33}^C - \dot{\epsilon}_{11}^C \right)^2 + \left[\left(\dot{\epsilon}_{12}^C \right)^2 + \left(\dot{\epsilon}_{13}^C \right)^2 + \left(\dot{\epsilon}_{23}^C \right)^2 \right] \right\}^{1/2} \quad (A2.11)$$

sendo expressada, em termos do segundo invariante do tensor de taxa de deformações I_2 , da seguinte forma:

$$\dot{\bar{\epsilon}}_{cc} = \sqrt{\frac{4I_2}{3}}, \quad I_2 = \frac{\dot{\epsilon}_{ij}^C \dot{\epsilon}_{ij}^C}{2} \quad (A2.12)$$

Agora substituindo a expressão A2.5 na equação A2.11 e observando A2.9 tem-se:

$$\lambda = \frac{3}{2\sigma_e} \frac{d\bar{\epsilon}_{cc}}{dt} \quad (A2.13)$$

Este fator de proporcionalidade é obtido experimentalmente a partir de teste uniaxial de fluência e uma regra de endurecimento para tensões variáveis. Para um caso multiaxial, a equação A2.1 será estendida introduzindo as quantidades efetivas conforme a equação A2.14.

$$\bar{\epsilon}_{cc} = A \sigma_e^m t^n \quad (A2.14)$$

Diferenciando a equação A2.14 em relação ao tempo, da mesma forma como foi realizado anteriormente na equação A2.2, e substituindo na equação A2.3 tem-se o fator de proporcionalidade para um caso multiaxial, equação A2.15.

$$\lambda = \frac{3}{2\sigma_e} \frac{d\bar{\epsilon}_{cc}}{dt} = \frac{3}{2} A n \sigma_e^{m-1} t^{n-1} \quad (A2.15)$$

Através da equação A2.15 pode-se reescrever o tensor de taxa de deformações por fluência pela equação A2.16 abaixo, sendo esta, a equação de “*endurecimento com o tempo*” estendida para o caso multiaxial.

$$\dot{\epsilon}_{ij}^C = \frac{3}{2} S_{ij} A n \sigma_e^{m-1} t^{n-1} \quad (A2.16)$$

Da mesma forma estende-se a equação “*endurecimento com a deformação*” através da equação A2.17.

$$\dot{\varepsilon}_{ij}^C = \frac{3}{2} S_{ij} A^{1/n} n \sigma_e^{(m/n)-1} (\bar{\varepsilon}^C)^{(n-1)/n} \quad (A2.17)$$

A aproximação analítica do ensaio, descrito no item 4.3.1, segue a seguinte metodologia:

- Para a aproximação do ensaio descrito por SANTOS (2003), por mínimos quadrados, através do software *Maple®7.0*, utilizando a biblioteca *with(CurveFitting)* para a opção *LeastSquares*, foi utilizada a equação A2.18,

$$\varepsilon_{cc}^A(t) = B t^{\left(\frac{1}{3}\right)} \quad (A2.18)$$

resultando, na aproximação, conforme expressão A2.19 abaixo:

$$\varepsilon_{cc}^A(t) = 0,0000100866 t^{\left(\frac{1}{3}\right)} \quad (A2.19)$$

- Diferenciando a expressão A2.19 tem-se a equação A2.20.

$$\dot{\varepsilon}_{cc}(t) = 0,33622 \cdot 10^{-5} \frac{1}{t^{\left(\frac{2}{3}\right)}} \quad (A2.20)$$

- Após aproximação pelo método dos mínimos quadrados, e, sabendo que a tensão aplicada no corpo de prova é constante na direção σ_{22} , define-se o tensor desviatório, através da equação A2.8, resultando na expressão A2.21.

$$S_{ij} = \begin{bmatrix} -0,45667 & 0 & 0 \\ 0 & 0,91333 & 0 \\ 0 & 0 & -0,45667 \end{bmatrix} \quad (A2.21)$$

- Através da equação A2.9 tem-se o seguinte valor para a tensão efetiva:

$$\sigma_e = 1,37 MPa \quad (A2.22)$$

- Utilizando a expressão A2.16 chega-se a resposta para a taxa de deformação por fluência na direção de aplicação da tensão, $\sigma_{22} = \sigma_e$, que é dada por:

$$\dot{\varepsilon}_{22}^C = 1,37 A n 1,37^{(m-1)} t^{(n-1)} \quad (\text{A2.23})$$

- Igualando-se as expressões de taxas de deformações A2.20 e A2.23, e definindo os valores de m e n como sendo $m = 5$ e $n = 1/3$, chega-se ao valor da constante A .

$$A = 0,2089979195 \times 10^{-5} \quad (\text{A2.24})$$

- Assim, substituindo os valores das constantes m , n e A na expressão A2.1, chega-se a mesma expressão da equação A2.19 para a deformação por fluência analítica, transpondo aqui esta expressão.

$$\varepsilon_{cc}^A(t) = 0,0000100866 t^{\left(\frac{1}{3}\right)} \quad (\text{A2.25})$$

A2.2 – APROXIMAÇÃO ELEMENTO PLANE183 (2D)

- O elemento PLANE183 mantém em sua biblioteca uma série de equações para fluência, uma dessas equações está colocada abaixo, conforme expressão A2.26.

$$\varepsilon_{cc}^{2D} = C_1 \sigma^{C_2} t^{(C_3+1)} e^{\left(\frac{C_4}{T}\right)} \quad (\text{A2.26})$$

- Sendo C_1 , C_2 , C_3 e C_4 constantes numéricas, que devem ser definidas para cada problema. Assim, para transpor a equação A2.25, para uma análise de elementos finitos utilizando o elemento PLANE183, define-se primeiramente essas constantes através da igualdade das expressões A2.26 e A2.25, assim tem-se:

$$0,0000100866 t^{\left(\frac{1}{3}\right)} = C_1 \sigma^{C_2} t^{(C_3+1)} e^{\left(\frac{C_4}{T}\right)} \quad (\text{A2.27})$$

- Igualando as expressões e definindo os valores das constantes como:

$$C_2 = 5;$$

$$C_3 = -2/3;$$

$$C_4 = 0;$$

Chega-se ao seguinte resultado para a constante C_1 :

$$C_1 = 0,6966597313 \times 10^{-6}$$

- Assim, definindo esses valores de constantes à equação A2.26, tem-se a aproximação do problema para o pacote comercial Ansys, através do elemento PLANE183.

A2.3 – APROXIMAÇÃO ELEMENTO SOLID65 (3D)

- O elemento SOLID65 mantém em sua biblioteca uma série de equações para fluência, uma dessas equações está colocada abaixo, conforme expressão A2.28, em forma de taxa de deformação com o tempo.

$$\dot{\epsilon}_{cc}^{3D} = C_1 \sigma^{C_2} t^{C_3} e^{\left(\frac{C_4}{T}\right)} \quad (A2.28)$$

- Sendo C_1 , C_2 , C_3 e C_4 constantes numéricas, que devem ser definidas para cada problema. Assim, para transpor a equação A2.20, para uma análise de elementos finitos utilizando o elemento SOLID65, define-se primeiramente essas constantes através da igualdade das expressões A2.28 e A2.20, assim tem-se:

$$0,33622 \cdot 10^{-5} \frac{1}{t^{\left(\frac{2}{3}\right)}} = C_1 \sigma^{C_2} t^{C_3} e^{\left(\frac{C_4}{T}\right)} \quad (A2.29)$$

- Igualando as expressões e definindo os valores das constantes como:

$$C_2 = 5;$$

$$C_3 = -2/3;$$

$$C_4 = 0;$$

chegamos ao seguinte resultado para a constante C_1 :

$$C_1 = 0,6966597313 \times 10^{-6}$$

- Assim, definindo esses valores de constantes à equação A2.28, tem-se a aproximação do problema para o pacote comercial Ansys, através do elemento SOLID65.

ANEXO 3 – SIMPLIFICAÇÃO DA APROXIMAÇÃO POR FLUÊNCIA

Este anexo tem a finalidade de introduzir o conceito relativo à simplificação da aproximação do ensaio de fluência descrito no Anexo 2.

Como já mencionado nesta dissertação, muitos autores e as principais bibliografias descrevem os valores da fluência por unidade de tensão, ou seja, /MPa ou /Pa. Por isso, para a aplicação dos valores descritos no item 5.1.1, tem-se uma simplificação da Tabela C, dividindo a coluna da fluência, $\varepsilon_{cc}(t)$, pela tensão, σ , aplicada no ensaio, originando a Tabela L. Através desta tabela têm-se as aproximações numéricas e a determinação de suas constantes.

A simplificação e a obtenção das constantes serão realizadas para o elemento plano PLANE183, utilizado na simulação numérica para as estruturas de concreto.

A3.1 – APROXIMAÇÃO ANALÍTICA

A aproximação analítica para a simplificação do ensaio, conforme Tabela L, descrito no item 5.2, segue a seguinte metodologia:

- Para a aproximação, por mínimos quadrados, através do software *Maple®7.0* (2001), utilizando a biblioteca *with(CurveFitting)* para a opção *LeastSquares*, foi utilizada a equação A3.1,

$$\varepsilon_{cc}^A(t) = Bt^{\left(\frac{1}{3}\right)} \quad (A3.1)$$

resultando, na aproximação, conforme expressão A3.2 abaixo:

$$\varepsilon_{cc}^A(t) = 0,7362705148 \times 10^{-11} t^{\left(\frac{1}{3}\right)} \quad (/ Pa) \quad (A3.2)$$

- Diferenciando a expressão A3.2 tem-se a equação A3.3.

$$\dot{\varepsilon}_{cc}(t) = 0,2454235049 \times 10^{-11} \frac{1}{t^{\left(\frac{2}{3}\right)}} \quad (A3.3)$$

- Após aproximação pelo método dos mínimos quadrados vamos define-se o tensor desviatório, por unidade de tensão Pascal (Pa), através da equação A2.8, resultando na expressão A3.4.

$$S_{ij} = \begin{bmatrix} -333333.3333 & 0 & 0 \\ 0 & 666666.6667 & 0 \\ 0 & 0 & -333333.3333 \end{bmatrix} \quad (A3.4)$$

- Através da equação A2.9 tem-se o seguinte valor para a tensão efetiva:

$$\sigma_e = 1 \times 10^6 Pa \quad (A3.5)$$

- Utilizando a expressão A2.16 chega-se a resposta para a taxa de deformação por fluência na direção de aplicação da tensão, $\sigma_{22} = \sigma_e$, que é dada por:

$$\dot{\epsilon}_{22}^C = 1 \times 10^6 A n 1 \times 10^6 {}^{(m-1)}t^{(n-1)} \quad (A3.6)$$

- Igualando-se as expressões de taxas de deformações A3.3 e A3.6, e definindo os valores de m e n como sendo $m = 5$ e $n = 1/3$, chega-se ao valor da constante A .

$$A = 0,7362705148 \times 10^{-41} \quad (A3.7)$$

- Assim, substituindo os valores das constantes m , n e A na expressão A2.1, chega-se a mesma expressão da equação A3.2, transpondo aqui esta expressão.

$$\epsilon_{cc}^A(t) = 0,7362705148 10^{-11} t^{\left(\frac{1}{3}\right)} \quad (/Pa) \quad (A3.8)$$

A3.2 – APROXIMAÇÃO ELEMENTO PLANE183 (2D)

- A equação para fluência do elemento PLANE183 é conforme a expressão a seguir.

$$\epsilon_{cc}^{2D} = C_1 \sigma^{C_2} t^{(C_3+1)} e^{\left(-\frac{C_4}{T}\right)} \quad (A3.9)$$

- Sendo C_1 , C_2 , C_3 e C_4 constantes numéricas, que devem ser definidas para cada problema. Assim, para transpor a equação A3.8, para uma análise de elementos finitos

utilizando o elemento PLANE183, define-se primeiramente essas constantes através da igualdade das expressões A3.8 e A3.9, chegando-se:

$$0,7362705148 \times 10^{-11} t^{\left(\frac{1}{3}\right)} = C_1 \sigma^{C_2} t^{(C_3+1)} e^{\left(\frac{C_4}{T}\right)} \quad (\text{A3.10})$$

- Igualando as expressões e definindo os valores das constantes como:

$$C_2 = 5;$$

$$C_3 = -2/3;$$

$$C_4 = 0;$$

Chega-se ao seguinte resultado para a constante C_1 :

$$C_1 = 0,245423504 \times 10^{-41}$$

- Assim, definindo esses valores de constantes à equação A3.9, tem-se a aproximação do problema para o pacote comercial Ansys, através do elemento PLANE183.

ANEXO 4 – COMPLEMENTO DAS MODELAGENS NUMÉRICAS

A4.1 - EXEMPLO PARA O ENSAIO DE FLUÊNCIA DO CONCRETO CONVENCIONAL (CCV)

Fortalecendo a proposta de validação do problema, descrita no item 5.1, serão realizados modelos numéricos para a aproximação do ensaio por fluência, para um CCV, descrito por EQUIPE DE FURNAS (1997).

A4.1.1 – Dados do ensaio

O corpo de prova foi submetido a uma tensão constante uniaxial e os dados relativos ao ensaio estão descritos abaixo:

- Corpo de prova com 15x45cm
- $I = 7$ dias (idade do corpo de prova)
- $E = 19,36 \text{ GPa}$ (módulo de elasticidade)
- $\nu = 0,20$ (coeficiente de poisson)
- $\sigma = 8,44 \text{ MPa}$ (tensão constante aplicada)

Para a validação do modelo numérico serão utilizados os resultados da deformação por fluência na direção de aplicação da tensão σ . A Tabela A4.1 abaixo mostra estes resultados.

TABELA A4.1 – ENSAIO POR FLUÊNCIA CCV

Tempo sob carga (dias)	Tempo sob carga (horas)	$\varepsilon_c(t_0)$ x 10⁻⁶	$\varepsilon_{cc}(t)$ X 10⁻⁶	$\varepsilon_t(t)$ x 10⁻⁶
1	24	436,02	96,35	532,37
2	48	436,02	129,15	565,17
4	96	436,02	169,58	605,60
5	120	436,02	203,04	639,06
6	144	436,02	208,67	644,69
7	168	436,02	214,43	650,45
8	192	436,02	228,06	664,08
9	216	436,02	229,79	665,81
11	264	436,02	260,18	696,20
12	288	436,02	263,66	699,68
13	312	436,02	271,17	707,19
14	336	436,02	275,59	711,61
15	360	436,02	296,80	732,82
20	480	436,02	303,78	739,80
21	504	436,02	306,24	742,26

A4.1.2 – Solução analítica

Seguindo o mesmo critério utilizado para o item 5.1.1.2, através das expressões 5.1.1, 5.1.2 e 5.1.3, tem-se a seguinte aproximação, para solução analítica, conforme Tabela A4.2 a seguir.

TABELA A4.2 – APROXIMAÇÃO ANALÍTICA PARA O ENSAIO POR FLUÊNCIA DO CCV

Tempo sob carga (dias)	Tempo sob carga (horas)	$\varepsilon_c^A(t_0)$ x 10⁻⁶	$\varepsilon_{cc}^A(t)$ x 10⁻⁶	$\varepsilon_t^A(t)$ x 10⁻⁶	% erro (total)
1	24	436,02	113,56	549,58	3,23%
2	48	436,02	143,08	579,10	2,46%
4	96	436,02	180,27	616,29	1,76%
5	120	436,02	194,19	630,21	1,39%
6	144	436,02	206,36	642,38	0,36%
7	168	436,02	217,24	653,26	0,43%
8	192	436,02	227,12	663,14	0,14%
9	216	436,02	236,22	672,24	0,97%
11	264	436,02	252,56	688,58	1,09%
12	288	436,02	259,99	696,01	0,52%
13	312	436,02	267,02	703,04	0,59%
14	336	436,02	273,70	709,72	0,27%
15	360	436,02	280,07	716,09	2,28%
20	480	436,02	308,25	744,27	0,60%
21	504	436,02	313,31	749,33	0,95%

Assim como descrito no ensaio para CCR, verificando a coluna *% erro*, observa-se uma aproximação analítica satisfatória em relação a fluência total do ensaio.

A4.1.3 – Solução Ansys – PLANE183 (2D)

Realizando o mesmo processo de simulação computacional utilizado no item 5.1.1.3, a resposta final para o ensaio, levando em consideração o elemento plano PLANE183 (2D), está descrito na Tabela A4.3 a seguir.

TABELA A4.3 – APROXIMAÇÃO ELEMENTO PLANE183 (2D) PARA O ENSAIO POR FLUÊNCIA DO CCV

Tempo sob carga (dias)	Tempo sob carga (horas)	$\varepsilon_c^{2D}(t_0)$ x 10⁻⁶	$\varepsilon_{cc}^{2D}(t)$ x 10⁻⁶	$\varepsilon_t^{2D}(t)$ x 10⁻⁶	% erro (total)
1	24	436,02	113,48	549,50	3,22%
2	48	436,02	143,03	579,05	2,46%
4	96	436,02	180,23	616,25	1,76%
5	120	436,02	194,69	630,71	1,31%
6	144	436,02	206,33	642,35	0,36%
7	168	436,02	217,21	653,23	0,43%
8	192	436,02	227,10	663,12	0,14%
9	216	436,02	236,19	672,21	0,96%
11	264	436,02	252,54	688,56	1,10%
12	288	436,02	259,97	695,99	0,53%
13	312	436,02	267,00	703,02	0,59%
14	336	436,02	273,68	709,70	0,27%
15	360	436,02	280,05	716,07	2,29%
20	480	436,02	308,24	744,26	0,60%
21	504	436,02	313,30	749,32	0,95%

A4.1.4 – Solução Ansys – SOLID65 (3D)

Utilizando a plataforma computacional estabelecida no item 5.1.1.4, tem-se a solução para o elemento sólido SOLID65 (3D) descrita na Tabela A4.4 a seguir.

TABELA A4.4 – APROXIMAÇÃO ELEMENTO SOLID65 (3D) PARA O ENSAIO POR FLUÊNCIA DO CCV

Tempo sob carga (dias)	Tempo sob carga (horas)	$\varepsilon_c^{3D}(t_0)$ x 10⁻⁶	$\varepsilon_{cc}^{3D}(t)$ x 10⁻⁶	$\varepsilon_t^{3D}(t)$ x 10⁻⁶	% erro (total)
1	24	435,77	101,25	537,01	0,87%
2	48	436,22	130,86	567,08	0,34%
4	96	436,41	168,30	604,71	0,15%
5	120	436,42	182,32	618,75	3,18%
6	144	436,42	194,58	631,00	2,12%
7	168	436,41	205,54	641,95	1,31%
8	192	436,39	215,49	651,88	1,84%
9	216	436,37	224,64	661,02	0,72%
11	264	436,33	241,08	677,41	2,70%
12	288	436,31	248,55	684,86	2,12%
13	312	436,28	255,62	691,90	2,16%
14	336	436,26	262,33	698,59	1,83%
15	360	436,24	268,72	704,96	3,80%
20	480	436,12	297,00	733,12	0,90%
21	504	436,22	302,05	738,27	0,54%

Analisando a resposta do programa observa-se que, a deformação elástica, $\varepsilon_c^{3D}(t_0)$, tem valores variados, porém se mantém próximo ao valor do ensaio.

Verificando a coluna de % erro, a deformação por fluência total, $\varepsilon_t^{3D}(t)$, está próxima dos valores do ensaio, da solução analítica e também da solução para o elemento plano 2D.

A4.1.5 – Interpretação dos resultados

Segue abaixo os dois gráficos definidos anteriormente para o ensaio do CCR. O primeiro, Figura A4.1, para a deformação total e o segundo, Figura A4.2, para a deformação por fluência.

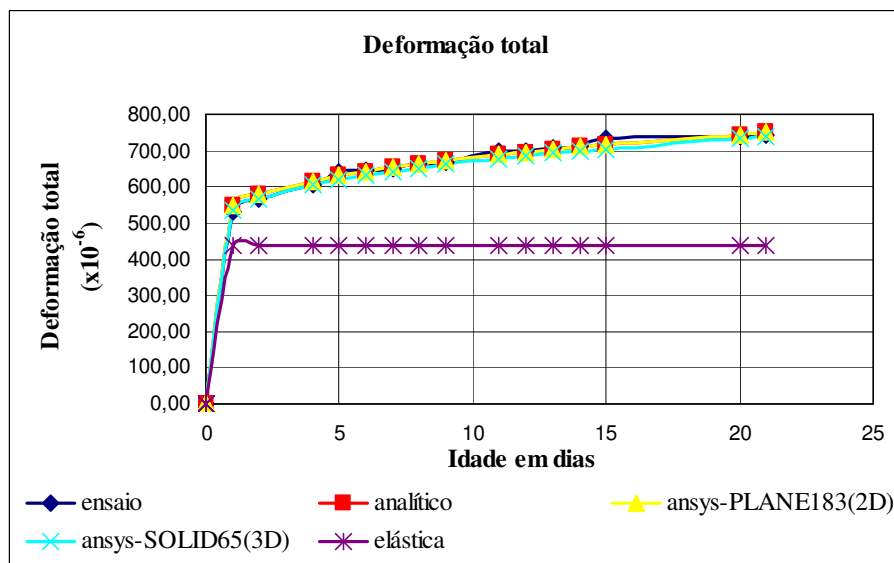


Figura A4.1 – Comparação dos resultados para a deformação total CCV

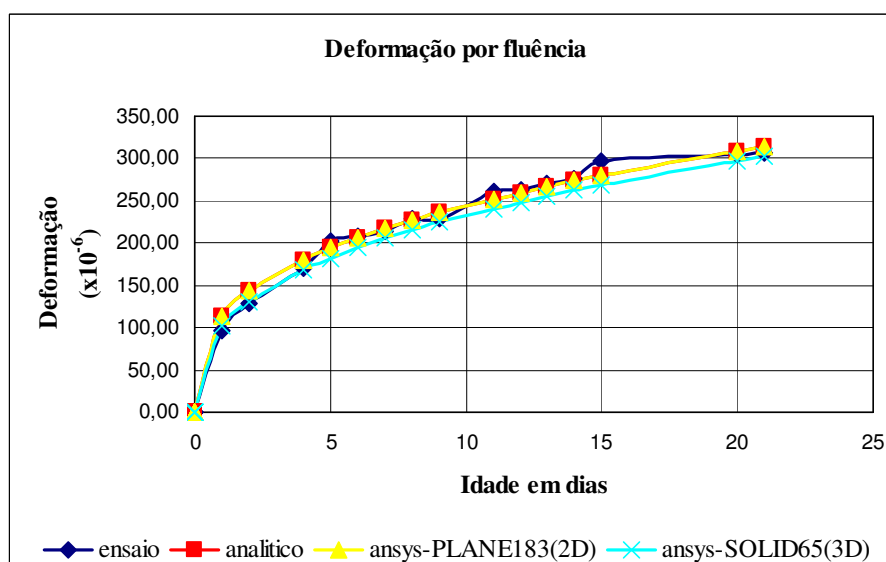


Figura A4.2 – Comparação dos resultados para a deformação por fluência CCV

Verifica-se através destes gráficos que as soluções são próximas às do ensaio. Se forem comparadas as deformações por fluência, Figura 5.3, para o elemento plano PLANE183 e o elemento sólido SOLID65, observam-se erros médios na ordem de 1,13% e 1,64% respectivamente em relação ao ensaio.

A4.2 – BLOCOS COM ESPESSURA DE 4M COM LANÇAMENTOS A CADA 24, 48 E 72 HORAS

Será realizada uma modelagem numérica com blocos sobrepostos, com espessuras de 4m e lançamento destes blocos a cada 24, 48 e 72 horas. A estrutura terá um total de 3 camadas com altura final de 12m, conforme Figura A4.3.

A partir do lançamento do concreto, e as condições de contorno definidas, efetuou-se uma análise transiente ao longo de 72, 144 e 216 horas para tempos de lançamentos a cada 24, 48 e 72 horas, respectivamente, com passos de solução iguais a 1 e 6 e opções de soluções com e sem o efeito da fluência.

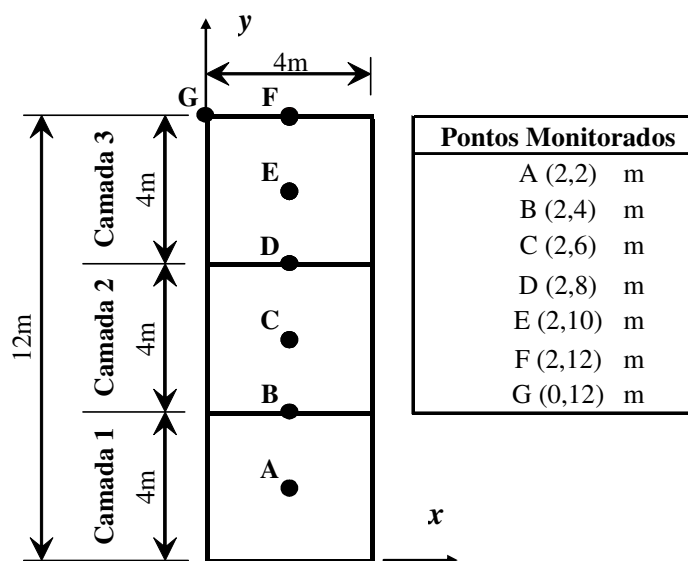


Figura A4.3 – Blocos de concreto com espessura igual a 4,0 m

A4.2.1 – Comparando blocos B4CF-24-P1 e B4SF-24-P1

A sequência apresentada mostra primeiramente as figuras geradas pela simulação numérica através do software *Ansys 8.0* (ANSYS, 2003).

A seguir são relacionados os gráficos descrevendo em linha tracejada a modelagem considerando o efeito da fluência e em linha contínua sem a consideração do efeito.

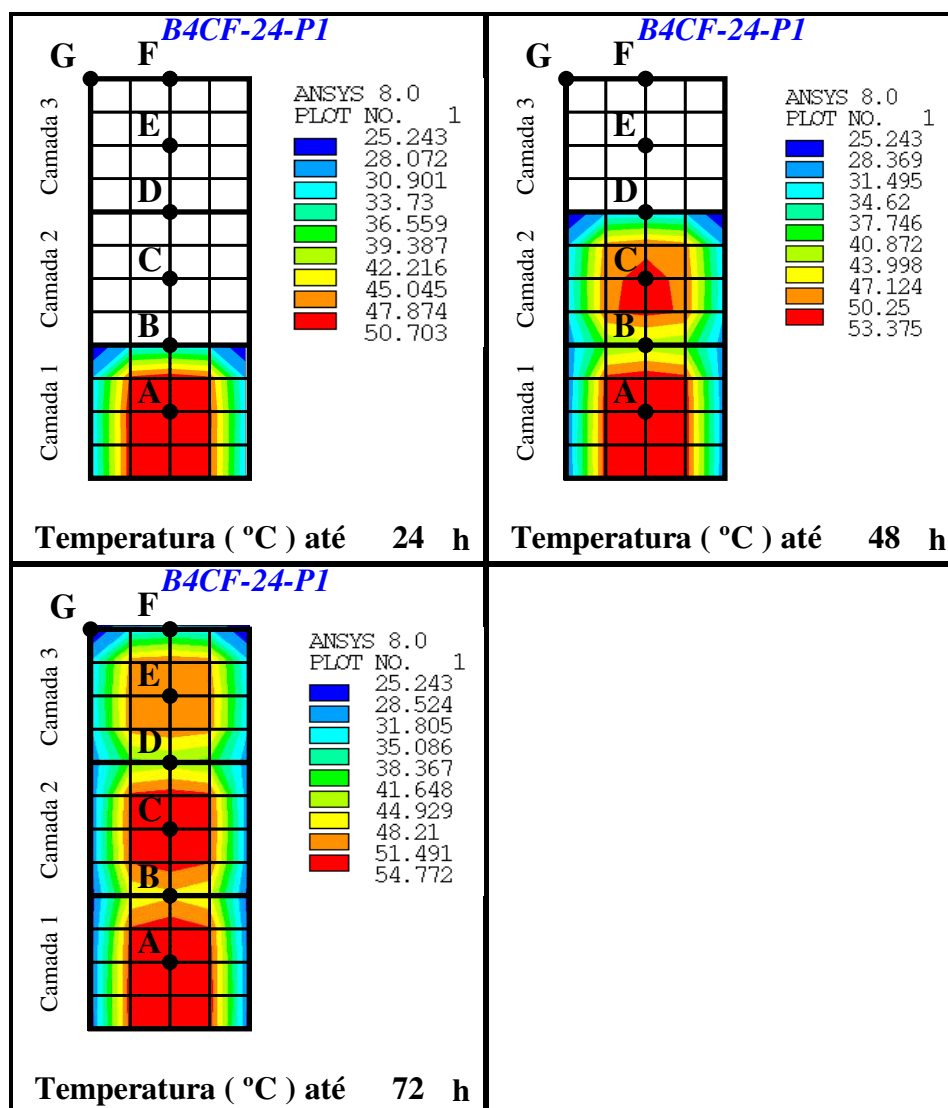


Figura A4.4 – Distribuição das temperaturas nas camadas do bloco B4CF-24-P1

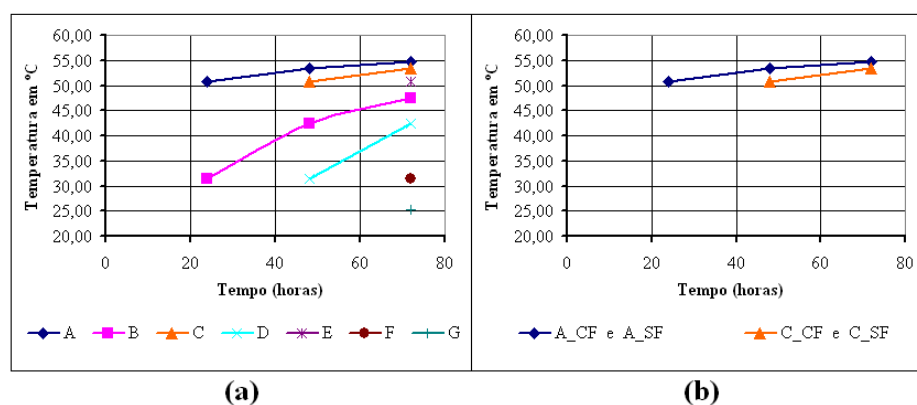


Figura A4.5 – Distribuição de temperatura: (a) Pontos monitorados do bloco B4CF-24-P1 e B4SF-24-P1; (b) Pontos A e C

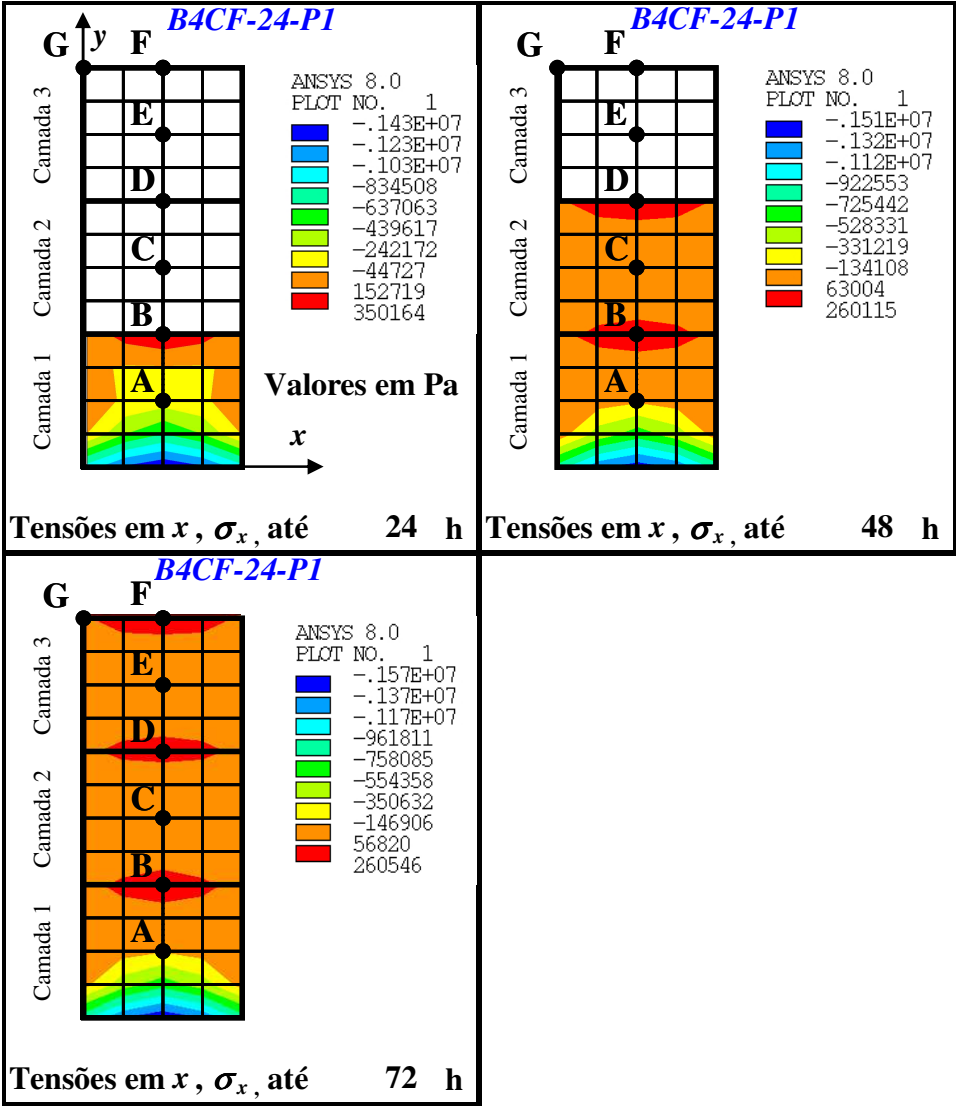


Figura A4.6 – Distribuição de tensões σ_x nas camadas do bloco B4CF-24-P1

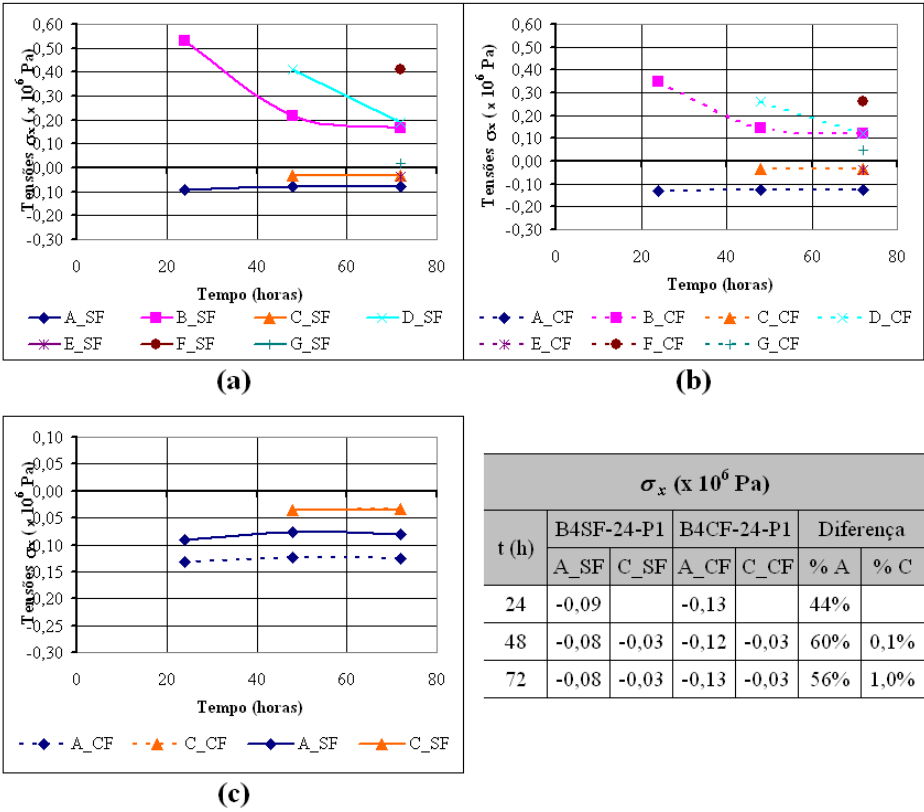


Figura A4.7 – Distribuição das tensões σ_x : (a) Pontos do bloco B4CF-24-P1; (b) Pontos do bloco B4SF-24-P1; (c) Pontos A e C com e sem o efeito da fluência

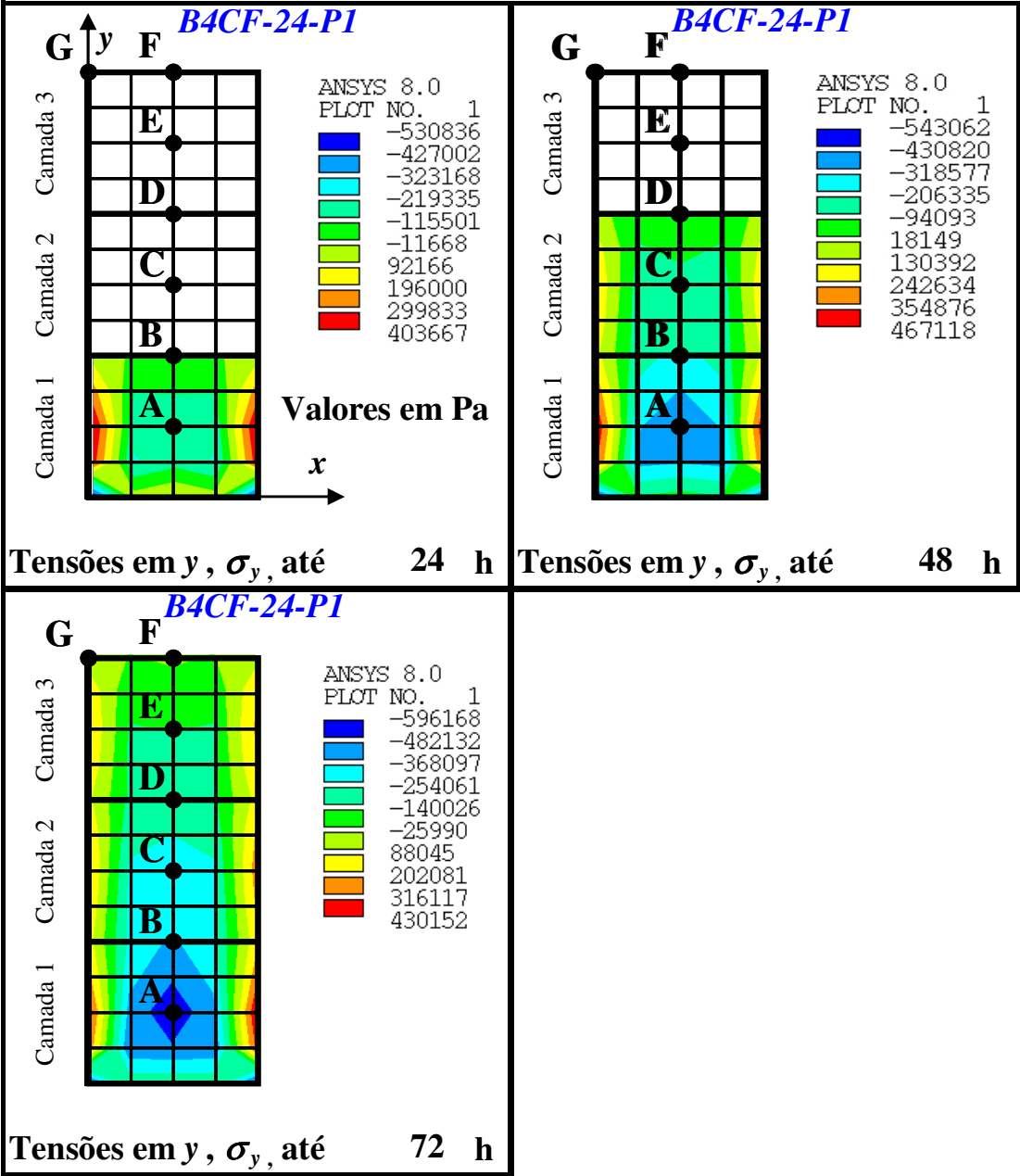


Figura A4.8 – Distribuição de tensões σ_y nas camadas do bloco B4CF-24-P1

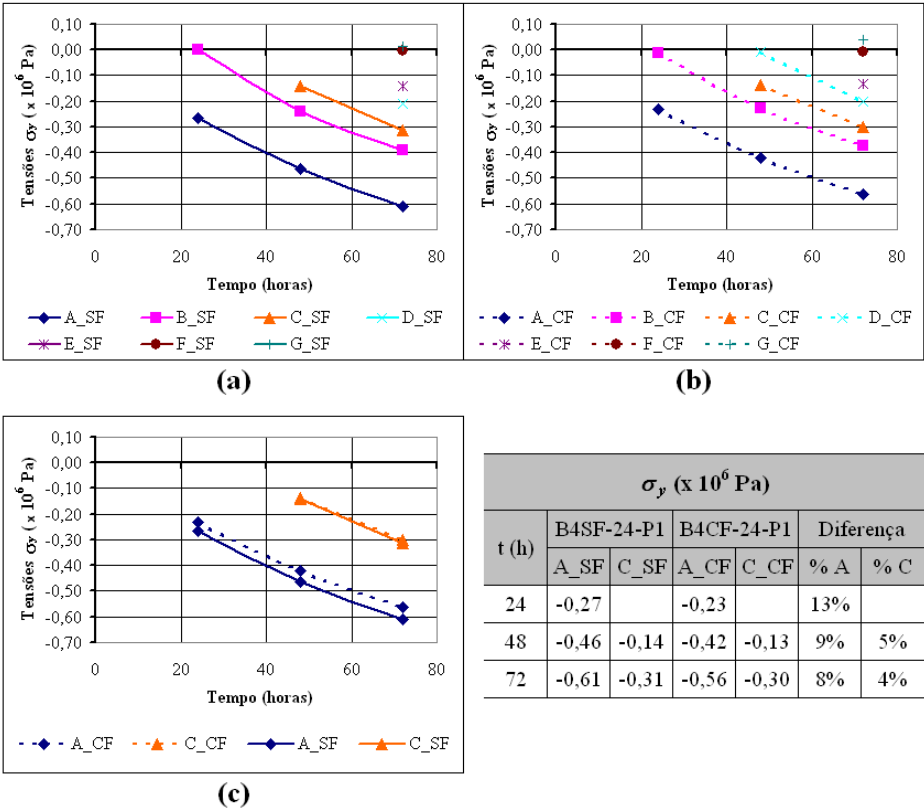


Figura A4.9 – Distribuição das tensões σ_y : (a) Pontos do bloco B4CF-24-P1; (b) Pontos do bloco B4SF-24-P1; (c) Pontos A e C com e sem o efeito da fluência

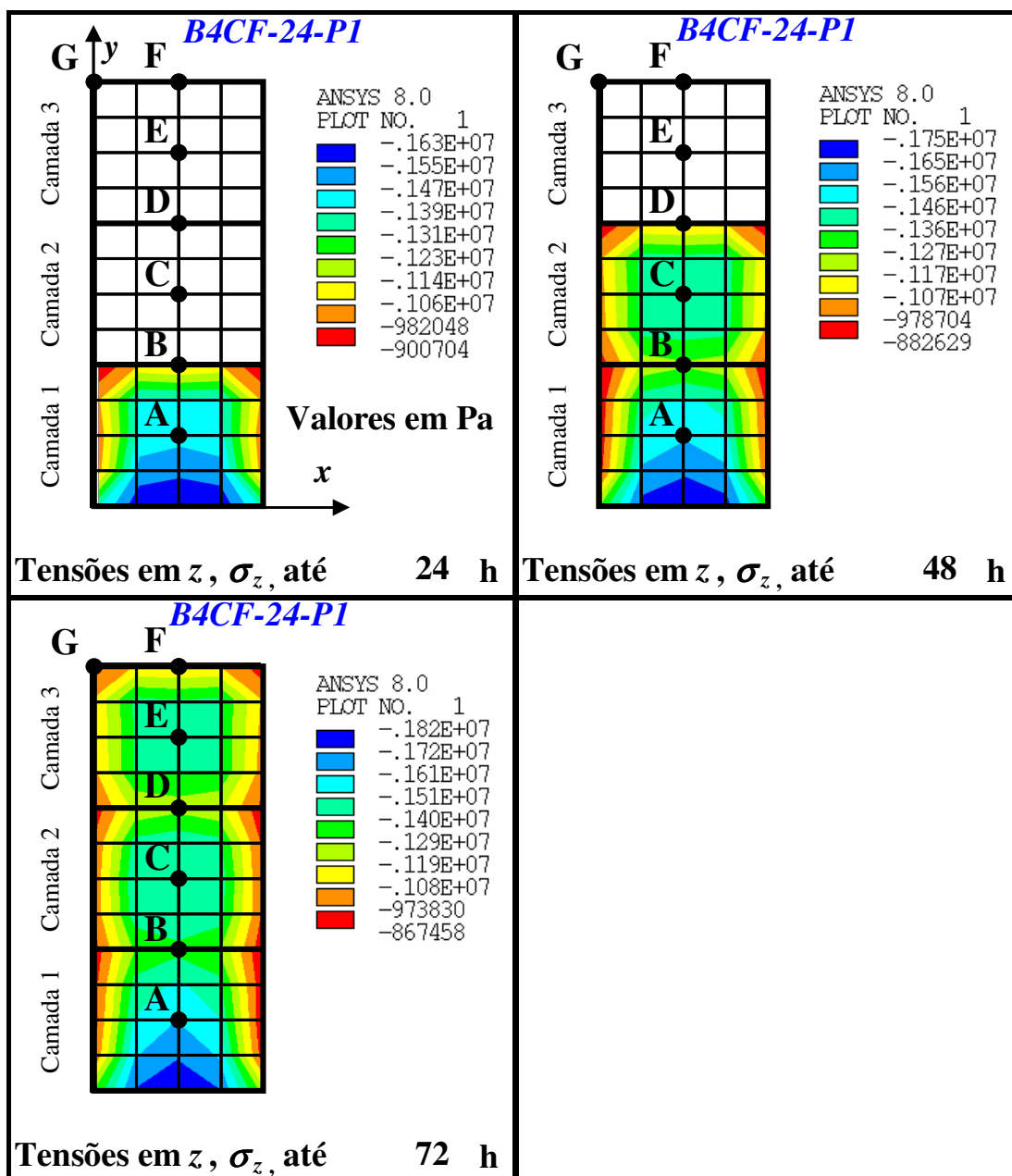


Figura A4.10 – Distribuição de tensões σ_z nas camadas do bloco B4CF-24-P1

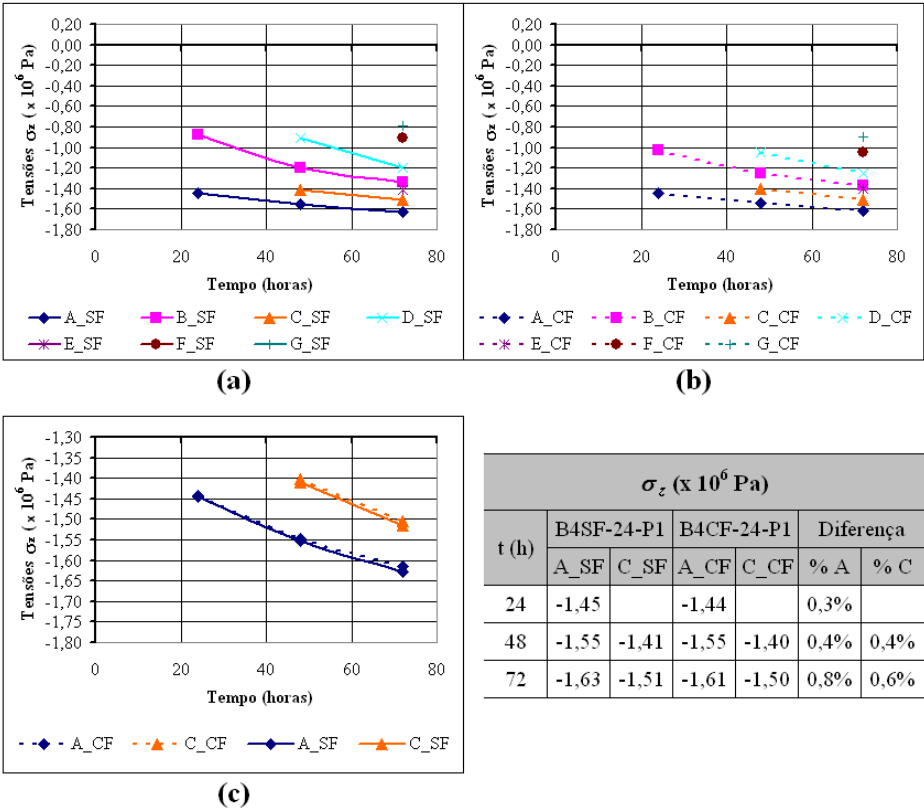


Figura A4.11 – Distribuição das tensões σ_z : (a) Pontos do bloco B4CF-24-P1; (b) Pontos do bloco B4SF-24-P1; (c) Pontos A e C com e sem o efeito da fluência

A4.2.2 - Comparando blocos B4CF-24-P6 e B4SF-24-P6

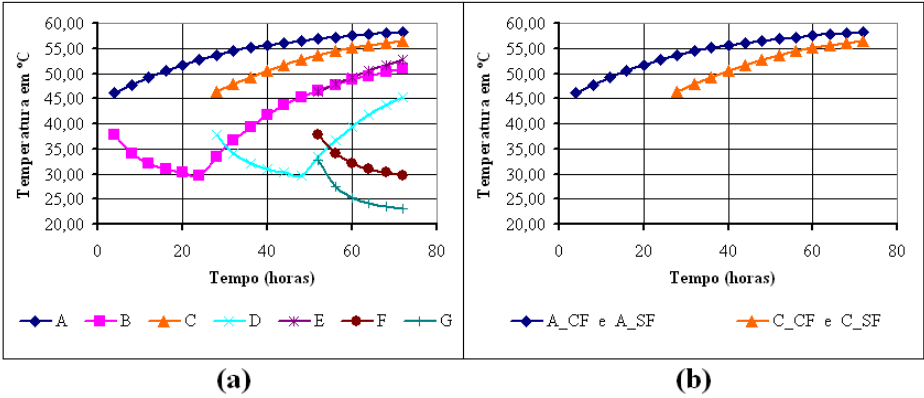


Figura A4.12 – Distribuição de temperatura: (a) Pontos monitorados do bloco B4CF-24-P6 e B4SF-24-P6; (b) Pontos A e C

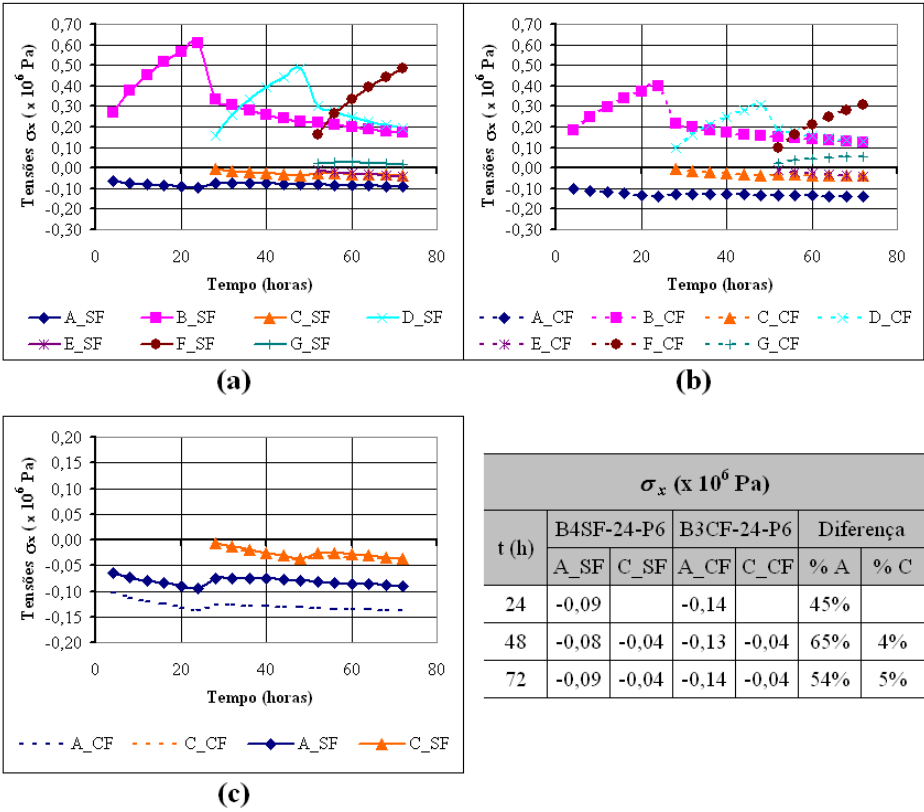


Figura A4.13 – Distribuição das tensões σ_x : (a) Pontos do bloco B4CF-24-P6; (b) Pontos do bloco B4SF-24-P6; (c) Pontos A e C com e sem o efeito da fluência

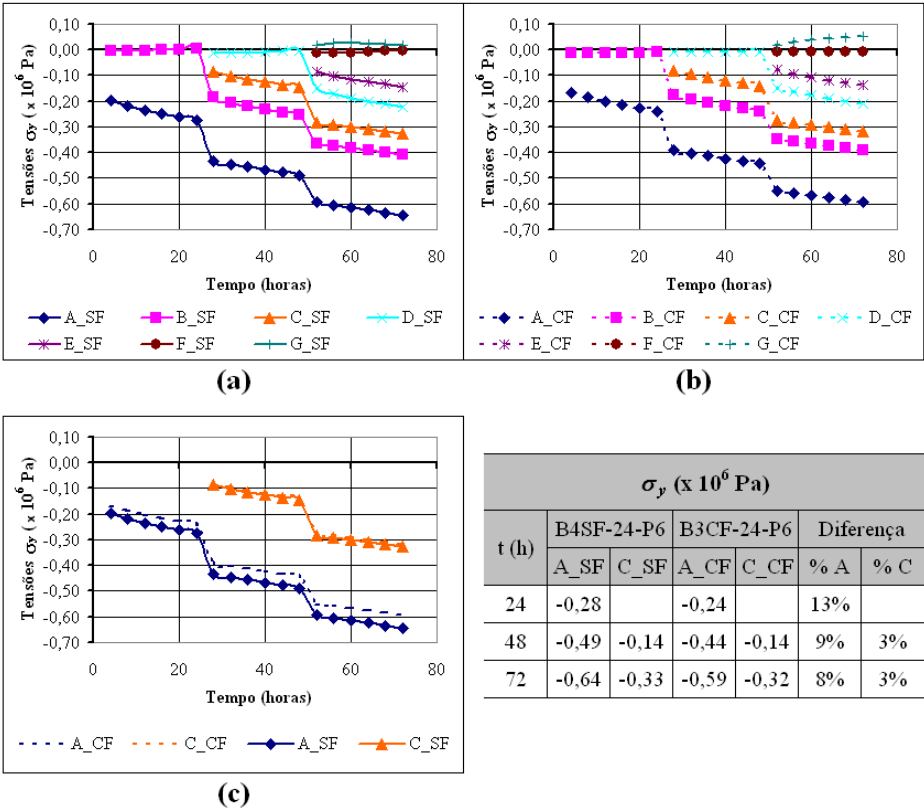


Figura A4.14 – Distribuição das tensões σ_y : (a) Pontos do bloco B4CF-24-P6; (b) Pontos do bloco B4SF-24-P6; (c) Pontos A e C com e sem o efeito da fluência

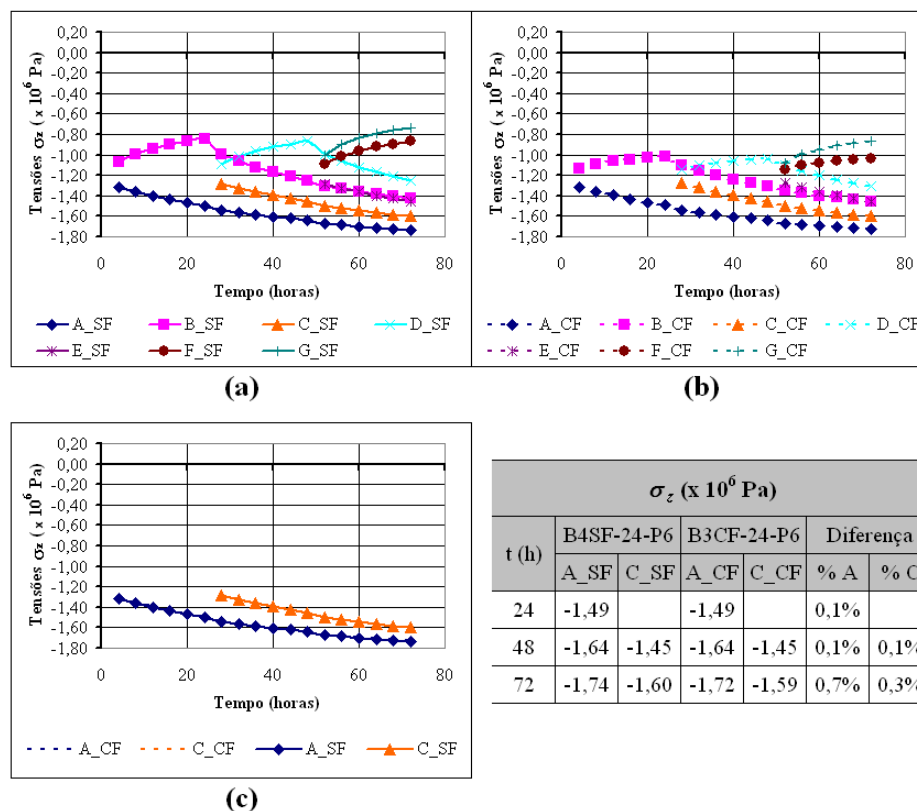


Figura A4.15 – Distribuição das tensões σ_z : (a) Pontos do bloco B4CF-24-P6; (b) Pontos do bloco B4SF-24-P6; (c) Pontos A e C com e sem o efeito da fluência

A4.3 – BARRAGEM HIPOTÉTICA

A4.3.1 – Comparando barragem BRCF-12-P1 e BRSF-12-P1

São relacionados a seguir os gráficos descrevendo em linha tracejada a modelagem considerando o efeito da fluência e em linha contínua sem a consideração deste efeito.

Verifica-se, conforme mencionado nas análises realizadas para os blocos de concreto, que ocorre a mesma distribuição de temperatura para as duas análises, com e sem o efeito da fluência.

As temperaturas são relacionadas à medida que as camadas são lançadas, ver Figura A4.16.

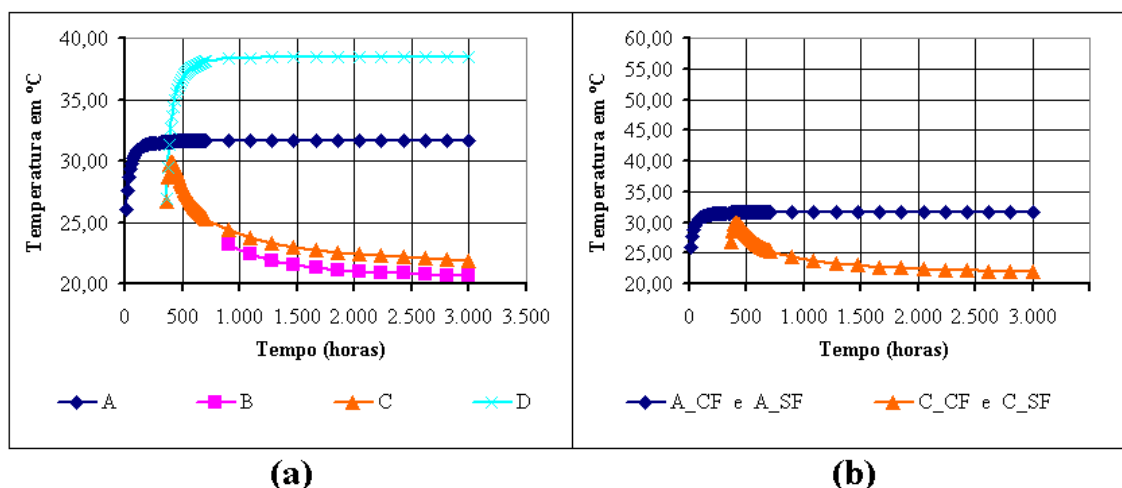


Figura A4.16 – Distribuição de temperatura: (a) Pontos monitorados do bloco BRCF-12-P1 e BRSF-12-P1; (b) Pontos A e C

A seguir tem-se comparações para as tensões σ_x .

Para esta modelagem numérica, com passo de solução igual a 1, verifica-se uma diferença na distribuição de tensões para as duas análises, com e sem o efeito da fluência. Têm-se diferenças muito pequenas para o ponto A que gira em torno de 0,01% e de 117,9% para o ponto C. Esta porcentagem elevada para o ponto C ocorre justamente quando a modelagem numérica executa a camada na qual ele se encontra. Através da Figura A4.17 verifica-se que a diferença diminui consideravelmente até a conclusão da estrutura, porém, a diferença final ainda é de grande importância para uma análise levando em consideração o efeito de fluência.

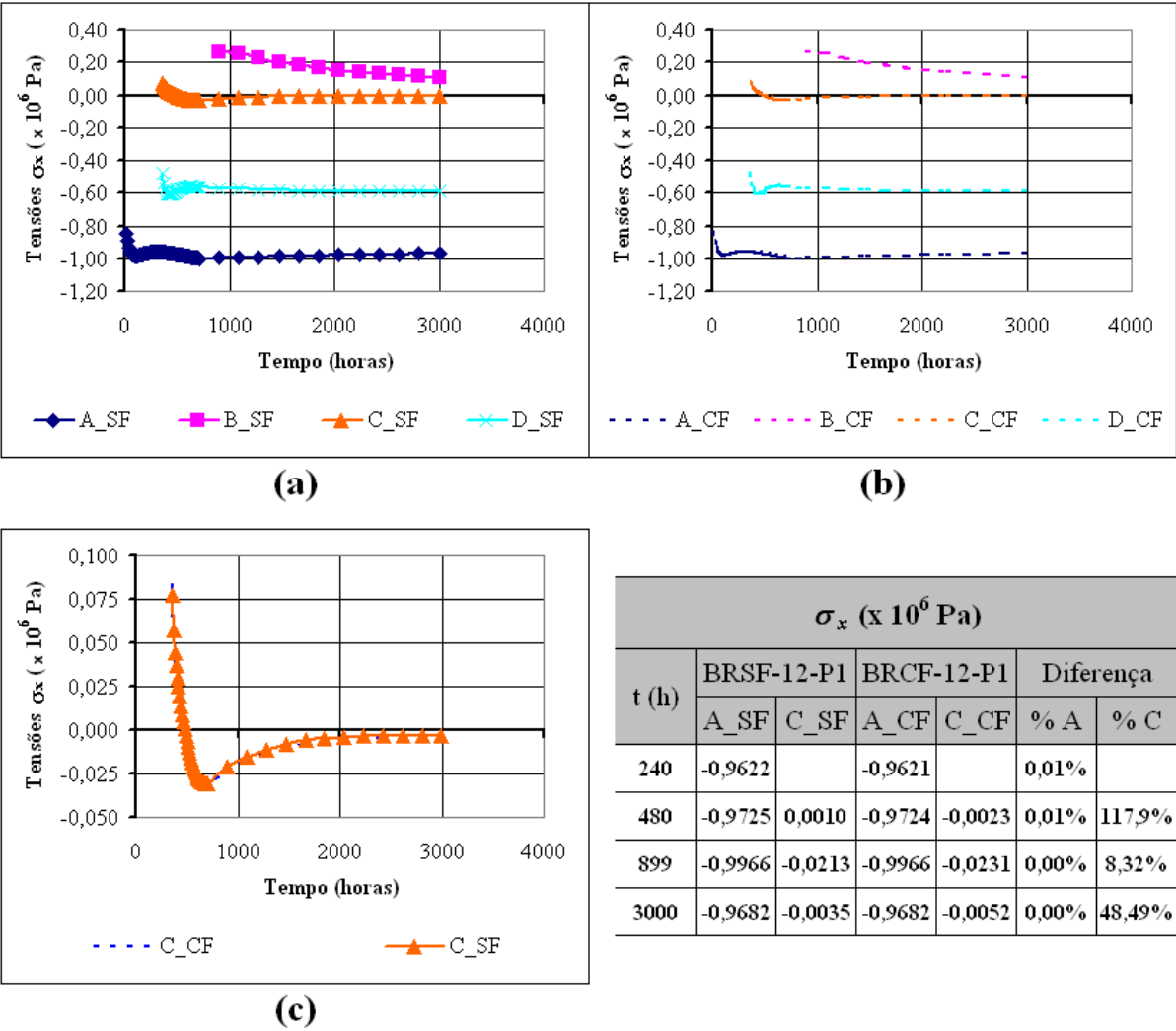


Figura A4.17 – Distribuição das tensões σ_x : (a) Pontos do bloco BRCF-12-P1; (b) Pontos do bloco BRSF-12-P1; (c) Pontos A e C com e sem o efeito da fluência

A seguir tem-se comparações para as tensões σ_y .

Verifica-se uma diferença na distribuição de tensões para as duas análises. Têm-se diferenças na ordem de até 0,04% para o ponto A e 55,04% para o ponto C. É possível observar também que, através da análise com o efeito de fluência, ocorre um aumento das tensões nos pontos A e C à medida que a estrutura é executada, ver Figura A4.18.

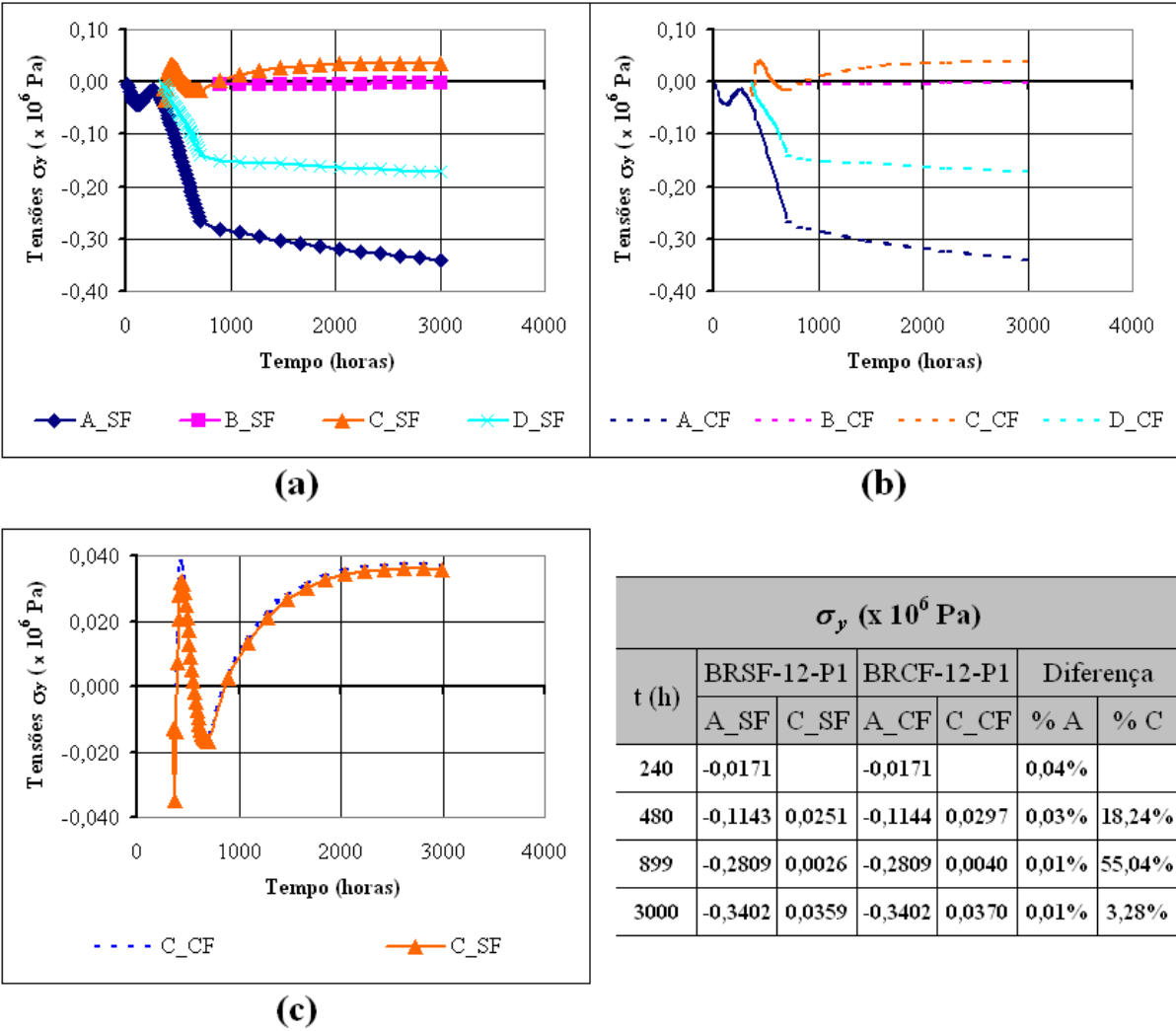


Figura A4.18 – Distribuição das tensões σ_y : (a) Pontos do bloco BRCF-12-P1; (b) Pontos do bloco BRSF-12-P1; (c) Pontos A e C com e sem o efeito da fluência

A seguir tem-se comparações para as tensões σ_z .

Têm-se diferenças na ordem de até 0,01% para o ponto A e 0,29% para o ponto C. Ver Figura A4.19.

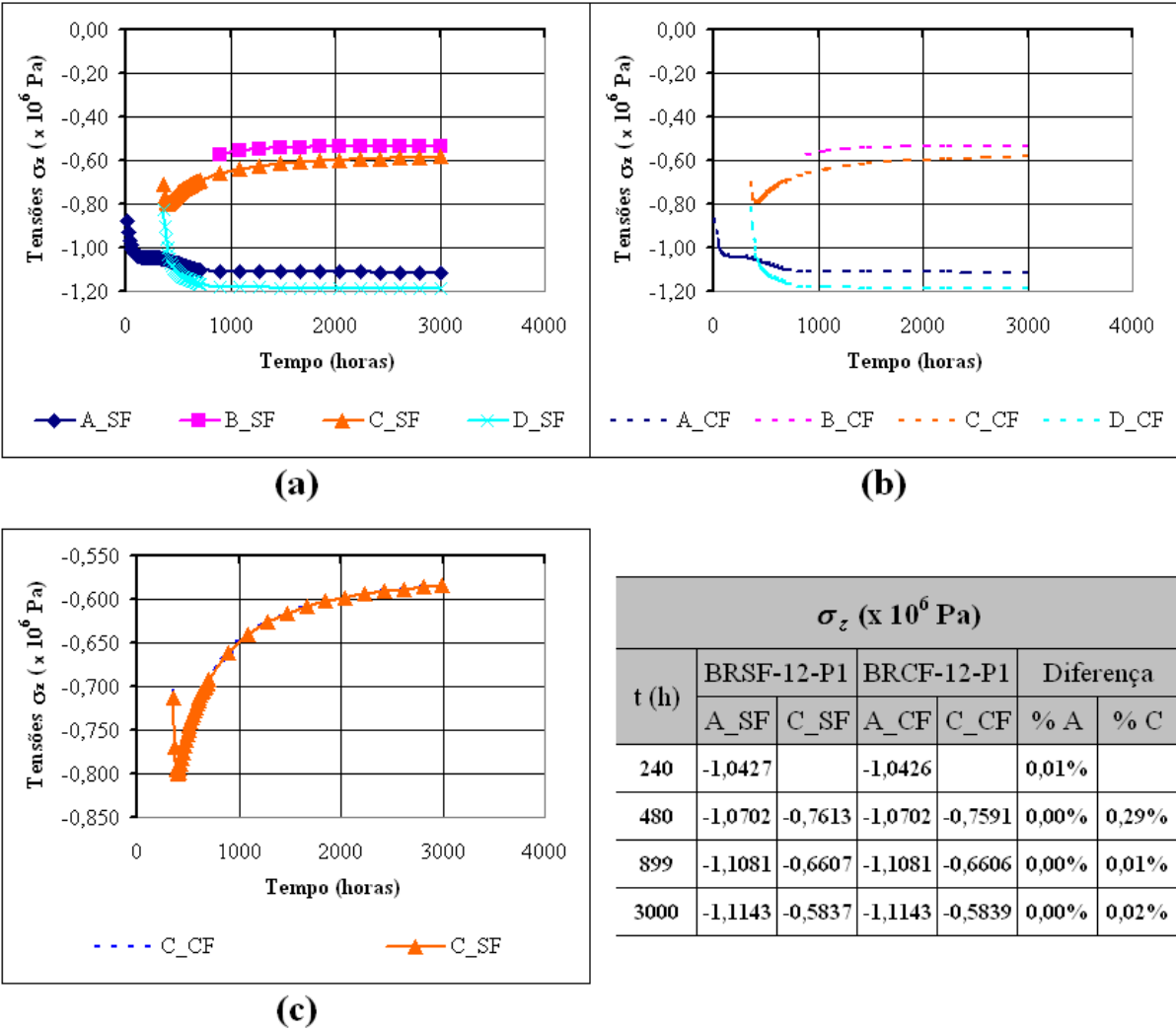


Figura A4.19 – Distribuição das tensões σ_z : (a) Pontos do bloco BRCF-12-P1; (b) Pontos do bloco BRSF-12-P1; (c) Pontos A e C com e sem o efeito da fluência